



Universidad
Carlos III de Madrid

TESIS DOCTORAL

DETERMINACIÓN DE LAS IMPEDANCIAS HOMOPOLARES DE TRANSFORMADORES TRIFÁSICOS DE TRES COLUMNAS CON CONEXIÓN YN_{ynd} A PARTIR DE SUS DIMENSIONES GEOMÉTRICAS

Autor:

Elmer Sorrentino Ramírez

Director:

Dr. Juan Carlos Burgos Díaz

DEPARTAMENTO DE INGENIERÍA ELÉCTRICA

Leganés, Octubre 2014

DETERMINACIÓN DE LAS IMPEDANCIAS HOMOPOLARES DE TRANSFORMADORES TRIFÁSICOS DE TRES COLUMNAS CON CONEXIÓN YN_ynd A PARTIR DE SUS DIMENSIONES GEOMÉTRICAS

Autor: Elmer Sorrentino Ramírez

Director: Dr. Juan Carlos Burgos Díaz

RESUMEN

En la presente tesis doctoral se determinan las impedancias homopolares de un transformador trifásico de tres columnas con conexión YN_ynd a partir de sus dimensiones geométricas. Los valores que se determinan corresponden a las ocho medidas estandarizadas posibles que resultan de las combinaciones de alimentar uno de los arrollamientos en estrella con el otro arrollamiento en estrella en en circuito abierto o en cortocircuito, y con el arrollamiento en triángulo cerrado o en triángulo abierto. Los métodos desarrollados fueron aplicados a transformadores que tienen el arrollamiento en triángulo en la posición más interna y a transformadores que los tienen en la posición más externa.

Las impedancias homopolares magnetizantes corresponden a los dos casos que tienen circulación de corriente homopolar únicamente por aquel arrollamiento en estrella que está conectado a la fuente durante el ensayo. Los otros seis casos estandarizados corresponden a impedancias homopolares de cortocircuito, en los que puede haber circulación de corriente homopolar por dos o por tres arrollamientos.

La determinación de las impedancias homopolares se basó en el uso de modelos lineales en dos dimensiones (2D), con la ayuda de un software basado en el método de los elementos finitos. La geometría tridimensional (3D) de estos transformadores no tiene simetrías que permitan una exacta representación 2D, por lo que fue necesario desarrollar modelos aproximados 2D para representar el comportamiento de estos equipos ante secuencia homopolar.

En el caso de las impedancias homopolares magnetizantes, se comenzó realizando una comparación entre los resultados de modelos lineales 2D y 3D, con el fin de obtener las bases para el desarrollo de dos modelos aproximados 2D. En ambos modelos, para el cálculo de las dos impedancias homopolares magnetizantes (de alta tensión y de baja tensión) se requiere estimar el valor de tres parámetros auxiliares y de la permeabilidad magnética equivalente para el tanque. Con ambos métodos aproximados 2D fue posible obtener resultados precisos, pero uno de ellos se consideró más recomendable porque la estimación de los parámetros es más sencilla, la convergencia es más rápida y los errores son levemente menores. La medida del valor de las impedancias homopolares magnetizantes se realizó a varios valores de corriente, con el fin de tener en cuenta la no linealidad de estos valores. Se determinó una relación

entre la permeabilidad equivalente del tanque y la corriente durante el ensayo, para transformadores con características similares a los analizados, que puede ser útil para determinar las impedancias homopolares magnetizantes cuando no hay valores medidos. Además, el método recomendado fue aplicado con una curva no-lineal para representar la permeabilidad del tanque y esta aproximación también ofrece resultados con una buena precisión.

En el caso de las impedancias homopolares de cortocircuito, el método desarrollado tiene dos pasos: a) La determinación de las corrientes en los arrollamientos cortocircuitados; b) El uso del método 2D que se consideró recomendable en el caso de las impedancias homopolares magnetizantes, para aproximarse a los resultados de las geometrías reales 3D. La determinación de las corrientes en los arrollamientos cortocircuitados persigue hacer cero la tensión en bornas de dicho arrollamiento y se lleva a cabo mediante un método iterativo, aplicando densidades de corriente constantes en el modelo de cada arrollamiento. Los resultados obtenidos son precisos tanto en transformadores con shunts magnéticos adosados a las paredes del tanque como en transformadores sin ellos. Se demostró que la permeabilidad magnética equivalente del tanque tiene un cierto efecto en los resultados, pero también se demostró que se puede obtener una buena precisión usando un valor intermedio para este parámetro. Por otro lado, se demostró que las diferencias entre las geometrías 2D y 3D tienen poco efecto en los resultados de las reactancias y que se pueden obtener resultados bastante precisos omitiendo dicha diferencia; sin embargo, las diferencias entre las geometrías 2D y 3D deben ser consideradas para una correcta estimación de las potencias activas durante los ensayos. Aunque los shunts magnéticos adosados a las paredes del tanque no están distribuidos de manera continua en la periferia del tanque, se demostró que no es necesario encontrar un valor preciso de su espesor equivalente para la simulación 2D ya que se puede estimar un valor bastante preciso de las impedancias homopolares de cortocircuito usando un amplio rango de espesores equivalentes de estos shunts magnéticos.

De lo dicho anteriormente se desprende que los problemas principales a resolver son distintos para el caso de determinar las impedancias homopolares magnetizantes y para el caso de determinar las impedancias homopolares de cortocircuito. En el caso de la determinación de las impedancias homopolares magnetizantes, los problemas principales son la no linealidad del tanque y la fuerte dependencia de los resultados con la geometría tridimensional, lo que obliga a encontrar una equivalencia entre estudios 2D y 3D. En el caso de la determinación de las impedancias homopolares de cortocircuito, el problema principal es la obtención de la corriente en los diferentes arrollamientos cortocircuitados; en este caso, la relación entre las geometrías 2D y 3D únicamente es importante para determinar el consumo de potencia activa durante estos ensayos.

DETERMINACIÓN DE LAS IMPEDANCIAS HOMOPOLARES DE TRANSFORMADORES TRIFÁSICOS DE TRES COLUMNAS CON CONEXIÓN YN_ynd A PARTIR DE SUS DIMENSIONES GEOMÉTRICAS

Autor: Elmer Sorrentino Ramírez

Director: Dr. Juan Carlos Burgos Díaz

ABSTRACT

Zero-sequence impedances of 3-phase core-type YN_ynd transformers are computed in this thesis from the transformer geometry. Computed values correspond to the eight possible standardized measurements, which result from the combinations of feeding a wye-winding with the other wye-winding in open-circuit or in short-circuit, and with the delta winding in closed or open connection. Developed methods are general, and they were applied to transformers with the tertiary winding in the innermost position and transformers with the tertiary winding in the outermost position.

The magnetizing zero-sequence impedances (Z_{0M}) are the two cases with zero-sequence current only in the winding that is connected to the power source during the test. The other six standardized cases are short-circuit zero-sequence impedances (Z_{0SC}), and there are cases with zero-sequence currents in only two windings as well as cases with zero-sequence currents in the three windings.

The calculation of these zero-sequence impedances was based on linear models in two dimensions (2D), with the help of a software based on the finite element method. Tridimensional (3D) geometry of these transformers do not have symmetries that allow an exact 2D representation; therefore, the development of approximate 2D models was necessary.

In case of Z_{0M} , the first step was a comparison between 2D and 3D models, in order to obtain the fundamentals for developing two 2D approximate models. In both models, three auxiliary parameters and the equivalent magnetic permeability of the tank have to be estimated in order to compute the two values Z_{0M} (measured from the high voltage side or from the low voltage side). Accurate results were obtained with both approximate methods, but one of them is preferred because the parameter estimation is easier, the convergence is faster, and the errors are slightly lower. Measured values of Z_{0M} at different test currents allowed the analysis of the nonlinearity of these values. A relationship between the equivalent magnetic permeability of the tank and the current during the test was found, by analyzing power transformers for distribution substations, and the found relationship is useful for Z_{0M} estimation when there are no measured values. Additionally, the preferred method was also applied with a nonlinear curve for the tank permeability, and this approximation also offers accurate results in this case.

In case of Z_{0SC} , the developed method has two steps: a) the search of currents to satisfy the condition of induced voltage equal to zero in short-circuited windings; b) the use of the preferred method for the case of Z_M in order to approximate 2D results to the results of real 3D geometries. Induced currents in short-circuited windings are found by an iterative process, in order to apply constant current densities in the model of each winding. Results of the model are accurate in comparison with measured values in five transformers. Cases with and without magnetic shunts on tank walls are solved. Equivalent permeability of tank steel has an influence on results but a reasonable accuracy is obtained with an intermediate value of this parameter; thus, non-linearity is not a concern in this case. A good accuracy for the reactances can be obtained without considering that 2D geometry is not an exact representation of real 3D geometry (unlike power losses during the tests, where this fact must be taken into account). For the case of magnetic shunts on tank walls, an accurate value of their equivalent thickness is not necessary because it was shown that accurate results are obtained for a wide value of this equivalent thickness.

Therefore, it was shown that the main problems for calculation of Z_{0M} and Z_{0SC} are different. In case of Z_{0M} , the main problems are the nonlinearity of the tank steel and the differences between 2D and 3D geometries. In case of Z_{0SC} , the main problem is the obtaining of the currents in the short-circuited windings (and the relationship between 2D and 3D geometries is only important to compute the power losses).

AGRADECIMIENTOS

En primer lugar doy gracias a Dios, quien siempre me ha dado lo que he necesitado, desde la selección del particular binomio óvulo-espermatozoide con el cual se inició mi específica historia personal. Gracias también, por supuesto, a esos padres tan especiales con que la Providencia me bendijo. También doy gracias a Dios por la familia que tengo, y por todos los amigos y amigas que la vida me ha deparado (especialmente Carmen Vásquez).

Agradezco mucho la colaboración recibida durante la tesis doctoral. Conté con la ayuda de muchas personas; tantas, que es probable que algunas no estén (injustamente) incluidas en la siguiente lista:

-El Prof. Juan Carlos Burgos, tutor de esta tesis, quien tuvo la osadía para comenzar a ser mi tutor sin conocerme, y la perseverancia para seguir siéndolo después de conocerme. Su permanente atención, a pesar de los contratiempos que tuvo que enfrentar, fue un factor de fundamental importancia para poder desarrollar esta tesis estando él en Madrid y yo en Caracas.

-Mis amigos (y otras personas que conocí durante la realización de la tesis) en la Universidad Carlos III de Madrid, quienes me apoyaron de diversa manera: Ángel Gómez, Miguel Montilla, Miguel Sepúlveda, Jorge Ardila, Keila González, Diego García, Rafael Villarroel, Hortensia Amarís, Joaquín García (Quino), Eva González, José Luis Rodríguez, Santiago Arnaltes, Julio Usaola, Javier Sanz, Gloria Hermida, Jorge Valero, Juan Carlos Nieto, Belén García, y el personal del CEAES (especialmente Margarita Hernando y Miriam Sánchez).

-Las personas de Gas Natural Fenosa que proporcionaron datos de transformadores.

-Mis compañeros del Dpto. de Conversión y Transporte de Energía de la Universidad Simón Bolívar, quienes siempre estuvieron pendientes de apoyarme, especialmente: Ángel Pérez, Jorge Ramírez, Pedro Paiva, Paulo De Oliveira, Pedro Maninat, Egón Daron, Gastón Pesse, Miguel Asuaje, Liliana Araujo, Marelys Pabón, Samelis Zavala y Elionora Caldera.

-Mis compañeros de los laboratorios de Ingeniería Eléctrica de la Universidad Simón Bolívar, especialmente: Arnaldo De Gouveia, Jorge Melián, Evaristo Da Costa e Ismael Acosta.

-Otros compañeros de trabajo de la Universidad Simón Bolívar: José Ruiz, Enrique Iglesias, Fernando Febres, Esteban Isasi, Jorge Stephany y Mario Caicedo, del Dpto. de Física; Pedro Delvasto, del Dpto. de Ciencias de los Materiales; María Esther Vidal y Katiusca Vargas, del Decanato de Investigación y Desarrollo; Carlos López y Daniel Suescun, de la Dirección de Servicios Telemáticos; y Janette Ibarra, de la Dirección de Desarrollo Profesorado.

-Algunos alumnos del pre-grado en Ingeniería Eléctrica de la Universidad Simón Bolívar, que quisieron acompañarme en una parte de este viaje de profundización de mi aprendizaje sobre campos magnéticos en transformadores: Jean Nava, Pedro Silva y Sofía Alvarado.

-Las personas que me ayudaron para ubicar documentos difíciles de encontrar, durante la revisión bibliográfica: el personal de la Biblioteca de la Universidad Simón Bolívar, Julie Zambrano (Corpoelec), Wilmer Lucena (ABB), Yarú Méndez (General Electric), y Nuncio Pinto (Precelca).

-Algunas personas conocidas por mí en empresas venezolanas, y que me apoyaron de diversa manera: Javier Tarazona, Jesús Méndez, Pablo Moret, Carmelo Candela, Braulio Ramos, y Raúl Melero, en Corpoelec (empresa centralizada de electricidad); Alfredo Cerqueira, Antonio Valentini, Patricio Hormázabal y Johnny Márquez, en CAIVET (empresa fabricante de transformadores); y Orlando Salazar y Raúl Matamoros en Siemens-Venezuela (quienes me facilitaron el contacto con Bernardo Gómez, en Siemens-Colombia, a quien también agradezco su colaboración).

-El Prof. Luis Pérez, quien siempre me ha ayudado con el lenguaje inglés, para escribir los artículos, y fue durante varios años mi compañero de trabajo en la Universidad Simón Bolívar (actualmente labora en Portland State University y en PacifiCorp, USA).

-Mis exalumnos que, viviendo en Madrid, intentaron hacer que mis estancias en Madrid fueran más gratas: Angynés Zavala, Eduardo Alonso, Ricardo Guerra y Juan Carlos Hernández.

-Gonzalo Dámaso y Julia Briones, quienes comenzaron alquilándome habitación en Leganés, para luego convertirse en amigos.

CONTENIDO

	Pág.
1. Introducción	11
2. Revisión bibliográfica sobre impedancias homopolares en transformadores trifásicos de tres columnas	17
3. Fundamentos básicos sobre impedancias homopolares en transformadores YNyd	41
4. Método para la determinación de las impedancias homopolares magnetizantes	53
5. Resultados obtenidos en el caso de las impedancias homopolares magnetizantes	61
6. Método para la determinación de las impedancias homopolares de cortocircuito	83
7. Resultados obtenidos en el caso de las impedancias homopolares de cortocircuito	93
8. Conclusiones	109
Referencias	119

1. INTRODUCCIÓN

1.1. Justificación e importancia del tema

El grupo de investigación DIAMAT de la Universidad Carlos III de Madrid ha estado vinculado recientemente en el proyecto Energos (proyecto de investigación financiado por el Centro para el Desarrollo Tecnológico Industrial del Ministerio de Ciencia e Innovación español, en el que participa Gas Natural Fenosa). Una de las tareas del Proyecto Energos encomendada al grupo DIAMAT fue el análisis de la necesidad de arrollamientos terciarios (o de estabilización) de los transformadores. En el curso de este estudio fue importante el cálculo de corrientes de cortocircuito de transformadores.

El conocimiento adecuado de las impedancias homopolares de los transformadores es fundamental para el cálculo de las corrientes de cortocircuito en las redes eléctricas y, por ello, es importante para la seguridad del sistema eléctrico y para la adecuada coordinación de las protecciones eléctricas. También es importante en el cálculo de las sobretensiones que puede haber en el caso de faltas monofásicas o bifásicas a tierra, y en el cálculo de las corrientes en el caso de faltas serie.

En la literatura técnica hay mucha información disponible sobre la determinación de las impedancias de secuencia directa de los transformadores a partir de la geometría del transformador. Sin embargo, los artículos científicos aparecidos en los últimos 50 años con respecto a la determinación de las impedancias homopolares de los transformadores a partir de su geometría son muy escasos, y además son artículos muy crípticos, en los que no se dan detalles que son esenciales para obtener la impedancia homopolar o se dan de forma muy velada, que sólo es posible comprender después de haber realizado un estudio exhaustivo de investigación. La poca bibliografía existente sobre este tema también fue destacada por varios de los revisores que fueron asignados para evaluar los artículos enviados a revistas científicas, sobre los trabajos realizados en esta tesis. La bibliografía sobre el tema se describe en el apartado 2.2 de la presente tesis.

Esta carencia de información, sobre un tema que se ha estado estudiando desde hace muchos años, justificó la necesidad de realizar la tesis que se describe en el presente documento.

1.2. Objetivo de la tesis

El objetivo de la presente tesis es determinar el valor de las impedancias homopolares de un transformador trifásico de tres columnas con conexión YN_ynd a partir de sus dimensiones geométricas.

Las normas internacionales indican que las impedancias homopolares en transformadores se determinan experimentalmente alimentando uno de los arrollamientos en estrella con una tensión de secuencia homopolar (es decir, conectando en paralelo las tres fases de dicho arrollamiento), y conectando los otros arrollamientos a circuito abierto o en cortocircuito para las corrientes homopolares. Por lo tanto, para el caso caso YN_{ynd}, hay cuatro mediciones posibles con el arrollamiento en triángulo cerrado: alimentando desde cada uno de los arrollamientos en estrella mientras el otro arrollamiento en estrella está abierto o está en cortocircuito. También hay cuatro mediciones posibles cuando se considera el caso con el arrollamiento en triángulo abierto. El objetivo de la presente tesis es determinar esos ocho distintos valores de impedancia de secuencia homopolar a partir de las dimensiones geométricas del transformador.

El análisis de los ocho valores mencionados requiere el estudio del fenómeno en transformadores de dos devanados con conexiones YN_{yyn} y YN_d, ya que ante secuencia homopolar: a) el transformador YN_{ynd} con el triángulo abierto se comporta como un transformador YN_{yyn}; b) el transformador YN_{ynd} con el triángulo conectado y un devanado en estrella abierto se comporta como un transformador YN_d. Sin embargo, cuando se miden las impedancias homopolares en el ensayo en que el otro arrollamiento estrella está en cortocircuito y el triángulo está cerrado, hay circulación de corrientes homopolares por los tres arrollamientos del transformador YN_{ynd}, y en este caso su estudio no es igual al de los transformadores de dos devanados. Desde esta perspectiva, el estudio de las impedancias homopolares en transformadores YN_{ynd} implica estudiar también las conexiones YN_{yyn} y YN_d, pero no se limita a ello.

El análisis de estas impedancias homopolares se dividió en dos casos, para la presentación de los resultados de la tesis, ya que los problemas a resolver son distintos en uno y otro caso. Por un lado, se describe el caso de las impedancias homopolares magnetizantes, en el que la corriente circula sólo por el arrollamiento en estrella que está conectado a la fuente de alimentación (es decir, el otro arrollamiento en estrella y el arrollamiento en triángulo están en circuito abierto). Por otro lado, se describe el caso de las impedancias homopolares de cortocircuito, en el que hay corriente homopolar por más de un arrollamiento del transformador.

La determinación de las impedancias de secuencia homopolar a partir de las dimensiones geométricas fue realizada usando una herramienta computacional basada en el método de los elementos finitos, aunque las estrategias diseñadas en esta tesis pudieran aplicarse con otro tipo de software para cálculo numérico de campos magnéticos. En líneas generales, el análisis de campos magnéticos en tres

dimensiones (3D) requiere de muchos recursos computacionales; por ello, en esta tesis se desarrolló el modo de obtener soluciones aproximadas mediante el uso de simulación en dos dimensiones (2D).

1.3. Estructura de este documento

La estructura del presente documento es la siguiente:

-El capítulo 2 es una síntesis de la bibliografía consultada. Los documentos consultados fueron más de doscientos, pues abarcan muchos aspectos del problema (circuitos equivalentes ante secuencia homopolar, cálculo de campos magnéticos, pérdidas en el tanque, etc.); sin embargo, en el capítulo únicamente se describe el estado del arte en los dos aspectos más relacionados con la tesis: los circuitos equivalentes ante secuencia homopolar y los métodos de cálculo de las impedancias homopolares.

-El capítulo 3 describe algunos fundamentos básicos sobre las impedancias homopolares de los transformadores de potencia, tales como las trayectorias principales de los campos magnéticos homopolares durante los ensayos y su relación con los resultados. Algunos de estos aspectos fueron fundamentales para la correcta comprensión del problema y, por tanto, para alcanzar el objetivo que se pretendía.

-El capítulo 4 describe el método para determinar las impedancias homopolares magnetizantes y en el capítulo 5 se presentan los resultados de aplicarlo a los transformadores tomados como ejemplo.

-Siguiendo una estructura similar, el capítulo 6 describe el método para determinar las impedancias homopolares de cortocircuito y el capítulo 7 presenta los resultados del método cuando se aplica a una serie de transformadores tomados como ejemplo.

-Por último, en el capítulo 8 se resumen las principales conclusiones y se destacan las principales aportaciones de la tesis. Además, se presentan algunas ideas sobre posibles trabajos de investigación futuros en esta área.

1.4. Publicaciones generadas durante la tesis

Esta tesis doctoral ha dado lugar a 7 publicaciones en revistas indexadas en el JCR (*Journal Citation Reports*), y a 5 publicaciones en congresos.

Las publicaciones en revistas indexadas en el JCR son:

R1) [Sorrentino-Burgos, EPSR-2015]: E. Sorrentino, J. Burgos, “Application of 2D linear modeling for computing zero-sequence short-circuit impedances of 3-phase core-type YN_{yn}d transformers”, *Electric Power Systems Research* (en espera de la aprobación final).

R2) [Sorrentino-Burgos, EPSR-2014-2]: E. Sorrentino, J. Burgos, “Application of 2D linear models for computing zero-sequence magnetizing impedances of 3-phase core-type transformers”, *Electric Power Systems Research*, Diciembre 2014, págs. 123-133.

R3) [Sorrentino-Burgos, EPSR-2014-1]: E. Sorrentino, J. Burgos, “About the difference between zero-sequence magnetizing impedances of a 3-phase core-type transformer”, *Electric Power Systems Research*, Noviembre 2014, págs. 439-443.

R4) [Sorrentino *et al*, IJEPES-2014]: E. Sorrentino, P. Silva, J. Burgos, “Algorithm based on the mesh analysis for computing 2-D magnetostatic fields by the finite difference method”, *International Journal of Electrical Power & Energy Systems*, Noviembre 2014, págs. 583-585.

R5) [Sorrentino *et al*, IET/GTD-2014]: E. Sorrentino, S. Alvarado, P. Silva, J. Burgos, “Comparison of four methods for computing the positive-sequence reactances of 3-phase core-type transformers”, *IET Generation, Transmission and Distribution*, Julio 2014, págs. 1221-1227.

R6) [Sorrentino-Burgos, EPSR-2013]: E. Sorrentino, J. Burgos, “Calculation of the positive-sequence reactance of power transformers by using the results of magnetic energy from the numerical simulation of 3-D magnetostatic fields”, *Electric Power Systems Research*, Diciembre 2013, págs. 85-87.

R7) [Ramos *et al*, IEEE/PWRD-2013]: A. Ramos, J. Burgos, A. Moreno, E. Sorrentino, “Determination of parameters of zero-sequence equivalent circuits for three-phase three-legged YN_{yn}d transformers based on on-site low-voltage tests”, *IEEE Transactions on Power Delivery*, Julio 2013, págs. 1618-1625.

Las publicaciones en congresos son:

C1) [Sorrentino-Burgos, UPEC-2013]: E. Sorrentino, J. Burgos, “An approximate 2D method for computing the magnetizing zero-sequence impedances in 3-phase core-type transformers without tank”, *Memorias de la 48th International Universities' Power Engineering Conference*, Dublín, Irlanda, Septiembre 2013, 4 págs.

C2) [Sorrentino *et al*, UPEC-2013]: E. Sorrentino, A. De Gouveia, J. Burgos, P. Hormazábal, J. Marquez, “Measurement of magnetic fields within a 3-phase core-type transformer during the positive- and zero-sequence impedance tests”, *Memorias de la 48th International Universities' Power Engineering Conference*, Dublín, Irlanda, Septiembre 2013, 6 págs.

C3) [Sorrentino-Burgos, UPEC-2012]: E. Sorrentino, J. Burgos, “Comparison of methods for measuring zero sequence impedances in 3-phase core-type transformers”, *Memorias de la 47th*

International Universities' Power Engineering Conference, Londres, Reino Unido, Septiembre 2012, 5 págs.

C4) [Sorrentino *et al*, CVREE-2012]: E. Sorrentino, A. De Gouveia, J. Burgos, P. Hormazábal, J. Marquez, “Medición de campos magnéticos de dispersión de secuencia positiva y cero en transformadores trifásicos de 3 columnas”, *Memorias del III Congreso Venezolano de Redes y Energía Eléctrica (CIGRÉ-Venezuela)*, Caracas, Venezuela, Marzo 2012, 9 págs.

C5) [Sorrentino-Burgos, CVREE-2012]: E. Sorrentino, J. Burgos, “Revisión bibliográfica sobre impedancias de secuencia cero y pérdidas en el tanque de transformadores trifásicos 3-columnas”, *Memorias del III Congreso Venezolano de Redes y Energía Eléctrica (CIGRÉ-Venezuela)*, Caracas, Venezuela, Marzo 2012, 11 págs.

2. REVISIÓN BIBLIOGRÁFICA SOBRE IMPEDANCIAS HOMOPOLARES EN TRANSFORMADORES TRIFÁSICOS DE TRES COLUMNAS

Aunque el objetivo principal de esta tesis es la obtención de las impedancias homopolares de un transformador a partir de sus dimensiones geométricas, la revisión bibliográfica que se realizó no se limitó a este tema, sino que fue necesario revisar también información sobre temas tales como circuitos equivalentes de los transformadores ante secuencia homopolar, pérdidas en el tanque de los transformadores y cálculo de campos magnéticos. En este sentido, la bibliografía consultada puede ser clasificada de la siguiente manera:

- a) Normas [1-3]
- b) Libros [4-29] sobre:
 - b.1) transformadores [4-14]
 - b.2) análisis de sistemas eléctricos de potencia [15-21]
 - b.3) campos magnéticos [22-29]
- c) Artículos en revistas y/o congresos [30-240] sobre:
 - c.1) impedancias homopolares en transformadores [30-58]
 - c.2) impedancias de transformadores [59-73]
 - c.3) circuitos equivalentes de transformadores [74-99]
 - c.4) pérdidas en el tanque de transformadores [100-149]
 - c.5) métodos numéricos para cálculo de campos magnéticos [150-216]
 - c.6) corrientes de Foucault o *eddy* [217-240]

A pesar de ello, por brevedad, en este capítulo sólo se realizará un resumen del estado del arte de los dos aspectos principales: circuitos equivalentes para modelar el comportamiento homopolar de transformadores y cálculo de impedancias homopolares en transformadores a partir de sus dimensiones.

2.1. Análisis de la bibliografía más relevante sobre circuitos equivalentes ante secuencia homopolar en transformadores trifásicos de tres columnas y sobre los ensayos para la determinación de impedancias

Los libros de transformadores que abordan el tema de las impedancias homopolares en transformadores trifásicos de tres columnas son relativamente pocos [4-13] y sólo un pequeño subconjunto lo aborda con cierta profundidad [6-7]. En el área del análisis de los sistemas de potencia, los libros que le dedican una atención más detallada a este tema [16,21], hacen referencia directa a dos artículos de Garin [30,31].

En 1940, Garin presentó dos artículos [30,31] sobre el comportamiento de los transformadores ante secuencia homopolar. A partir del análisis básico de circuitos con acoplamiento mutuo, Garin presentó las relaciones entre las impedancias de secuencia vistas en los terminales de los transformadores y las impedancias propias y mutuas entre devanados [30], lo que le permitió mostrar algunas de las diferencias y semejanzas entre las impedancias de secuencia directa y homopolar de los transformadores. Una de las principales diferencias es que para transformadores de dos devanados, en secuencia directa generalmente puede considerarse despreciable el efecto de la rama magnetizante, mientras que en secuencia homopolar debe considerarse el circuito equivalente en T completo.

Además, para un transformador con conexión YNyn, Garin describió cinco posibles mediciones útiles para determinar las impedancias del circuito equivalente en T en secuencia homopolar (Fig. 2.1). En realidad es suficiente con tres de estos ensayos para obtener los parámetros del circuito equivalente en T.

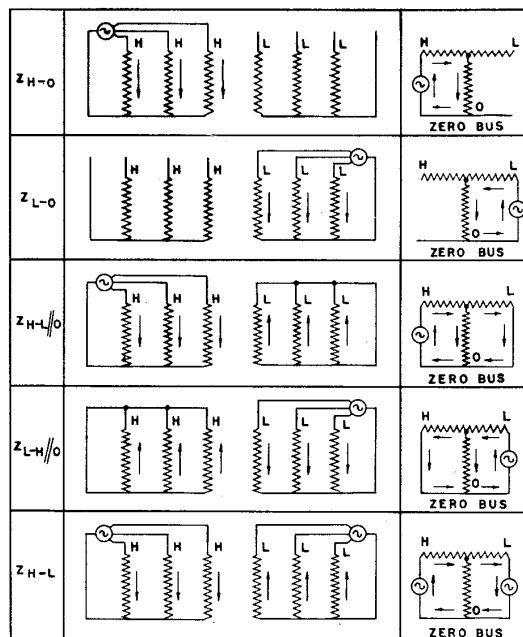


Fig. 2.1. Métodos de medición de las impedancias homopolar del circuito equivalente T
(reproducción de la figura 2 de [30]).

Garin distinguió entre circuitos equivalentes “completos” y “abreviados” (o simplificados), ante secuencia homopolar [31]. Los circuitos equivalentes completos representan detalladamente el comportamiento interno del equipo, mientras que los circuitos equivalentes simplificados sólo sirven para obtener las magnitudes externas del transformador que guardan relación con las variables del sistema eléctrico de potencia. Para transformadores de dos arrollamientos, en la mayoría de las

conexiones mostradas en la figura Fig. 2.2, el comportamiento homopolar del transformador respecto del sistema (circuito equivalente abreviado) puede ser reducido a una simple impedancia, mientras que el circuito equivalente homopolar completo que permite determinar las variables en cada uno de los arrollamientos es mucho más complejo. La excepción es el caso YNyn, pues en este caso es imprescindible considerar el circuito equivalente T completo ante secuencia homopolar.

CONNECTION	POSITIVE SEQUENCE EQUIVALENT CIRCUIT	ZERO SEQUENCE EQUIVALENT CIRCUIT	
		COMPLETE	ABBREVIATED
1			
2			
3			
4			
5			
6			
7			
8			
9			

Fig. 2.2. Circuitos equivalentes de secuencia homopolar de transformadores de 2 devanados
 (reproducción de la fig. 1 de [31]).

Como se muestra en la figura 2.3, en el caso de transformadores de tres arrollamientos, el circuito equivalente completo ante secuencia homopolar consta de seis impedancias. Sin embargo, el circuito equivalente simplificado tiene un máximo de tres impedancias (caso YNyn).

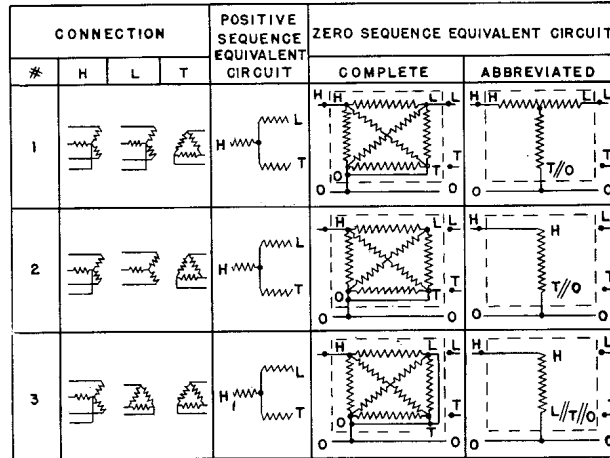


Fig. 2.3. Circuitos equivalentes de secuencia homopolar para transformadores de 3 devanados con arrollamiento terciario en triángulo (reproducción de la figura 2 de [31]).

Garin mostró que la no-linealidad en la impedancia magnetizante ante secuencia homopolar de transformadores de tres columnas (Fig. 2.4) es mucho menor que la obtenida para un transformador de tipo acorazado (Fig. 2.5). Además, Garin mostró que la circulación de corrientes homopolares por un único lado del transformador trifásico de tres columnas induce corrientes homopolares en el tanque (Fig. 2.6) y, por lo tanto, el tanque puede ser visto como si fuese un devanado en triángulo, en el cual pueden circular corrientes homopolares.

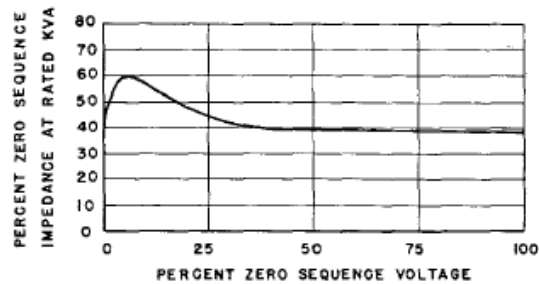


Fig. 2.4. Ejemplo de la no-linealidad de la impedancia magnetizante ante secuencia homopolar de un transformador trifásico de tres columnas (reproducción de la figura 6 de [31]).

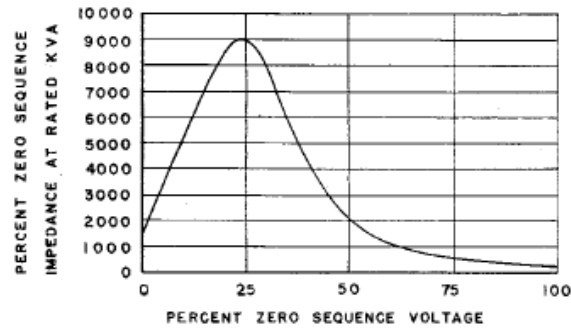


Fig. 2.5. Ejemplo de la no-linealidad de la impedancia magnetizante ante secuencia homopolar de un transformador trifásico acorazado (reproducción de la figura 8 de [31]).

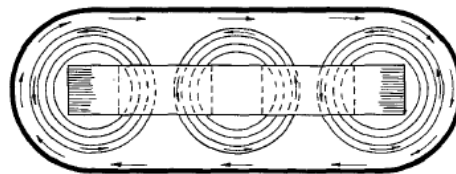


Fig. 2.6. La circulación de corrientes homopolar en un transformador trifásico de tres columnas induce corrientes homopolar en el tanque (reproducción de la figura 7 de [31]).

En 1959, Cogbill presentó un artículo sobre la necesidad o no de usar arrollamientos de estabilización en triángulo para los transformadores con primario y secundario en estrella [35]. Para los fines del presente trabajo, un asunto interesante es que mostró claramente que en transformadores YNyn las impedancias del circuito equivalente en T ante secuencia homopolar son muy distintas en función de si el arrollamiento de estabilización está abierto o cerrado (Fig. 2.7).

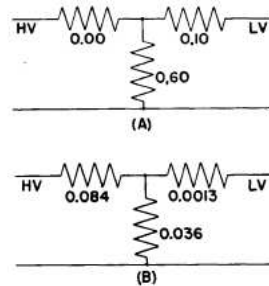


Fig. 2.7. Circuitos equivalentes de un transformador YNyn trifásico de 3 columnas (reproducción de la figura 7 de [35]). (A): sin arrollamiento de estabilización; (B): con arrollamiento de estabilización.

En 1965, Christoffel [38] indicó que la razón por la cual la impedancia magnetizante homopolar medida desde el arrollamiento externo es menor a la medida desde el arrollamiento interno está asociada a que el tanque se comporta como un arrollamiento en cortocircuito para la secuencia homopolar. Por lo tanto, el espacio entre el tanque y el arrollamiento que esté energizado es determinante para la magnitud

de la impedancia homopolar medida. Además, resaltó que el tanque tiene dos efectos contrapuestos: su alta permeabilidad tiende a aumentar estas reactancias, y la circulación de corrientes en el tanque tiende a disminuirlas. El artículo de Christoffel indica que en el caso de los ensayos que implican circulación de corrientes por el otro arrollamiento en estrella, las corrientes en ambos arrollamientos guardan entre sí una relación aproximadamente igual a la relación de transformación cuando la prueba se realiza alimentando por el lado de baja tensión, pero que no ocurre lo mismo cuando se realiza alimentando por el lado de alta tensión (no obstante, el artículo no da ninguna indicación sobre la cuantía de este desbalance de fuerzas magnetomotrices o sobre la forma de calcularlo). Por último, Christoffel presentó un ejemplo de transformador trifásico YNynd de 3 columnas, mostrando que las impedancias de secuencia homopolar suelen ser menores que las de secuencia directa para la misma combinación de devanados.

En 1968, Oels [40] presentó un circuito equivalente ante secuencia homopolar para un transformador YNynd de 3 columnas que no es del tipo T, pues omite una de las impedancias (Fig. 2.8). Los factores F_1 y F_2 se muestran en la Fig. 2.9. Por otra parte, presentó un circuito equivalente ante secuencia homopolar para un transformador YNynd de tres columnas (Fig. 2.10). Es necesario resaltar que la impedancia homopolar magnetizante ($F_2 X_{I2}$) está ubicada directamente en derivación con respecto al terminal que representa al arrollamiento más externo (arrollamiento 1, en la Fig. 2.10).

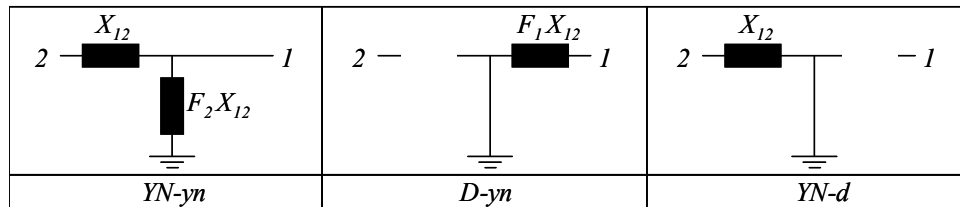


Fig. 2.8. Circuitos equivalentes ante secuencia homopolar para un transformador trifásico de 3 columnas con dos arrollamientos (información parcial tomada de la figura 6 de [40]). (1): Arrollamiento externo; (2): arrollamiento interno;

X_{I2} : valor de secuencia directa.

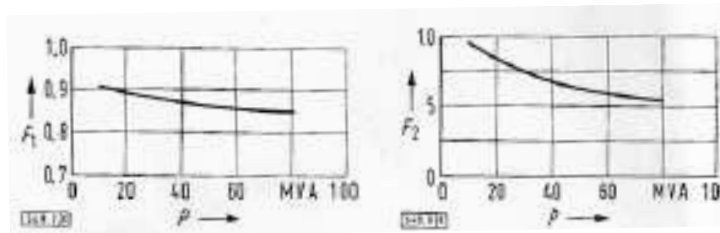


Fig. 2.9. Valores de F_1 y F_2 (reproducción de la figura 7 de [40]).

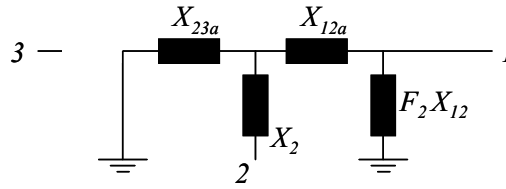


Fig. 2.10. Circuito equivalente ante secuencia homopolar para un transformador trifásico YNyn de 3 columnas (información parcial tomada de la figura 10 de [40]). (1) y (2): Arrollamientos en Y; (3): arrollamiento en triángulo; el arrollamiento más externo es 1 y el más interno es 3. X_{12a} , X_2 , X_{23a} : reactancias del circuito equivalente T de secuencia directa.

En 1970, Coppadoro [41] destacó que, en un transformador YNyn de 3 columnas, la diferencia entre las impedancias homopolares magnetizantes medidas desde los arrollamientos de alta tensión y de baja tensión es igual a la impedancia de cortocircuito de secuencia directa (Fig. 2.11). Aunque no mostró un circuito equivalente para este caso, esta observación es consistente con lo indicado en los artículos de Christoffel [38] y de Oels [40]. Además, Coppadoro destacó que, en un transformador Dyn de 3 columnas, la impedancia homopolar medida se asemeja a la de secuencia directa cuando el arrollamiento en estrella es el interno, y es menor cuando el arrollamiento en estrella es el externo (Fig. 2.12).

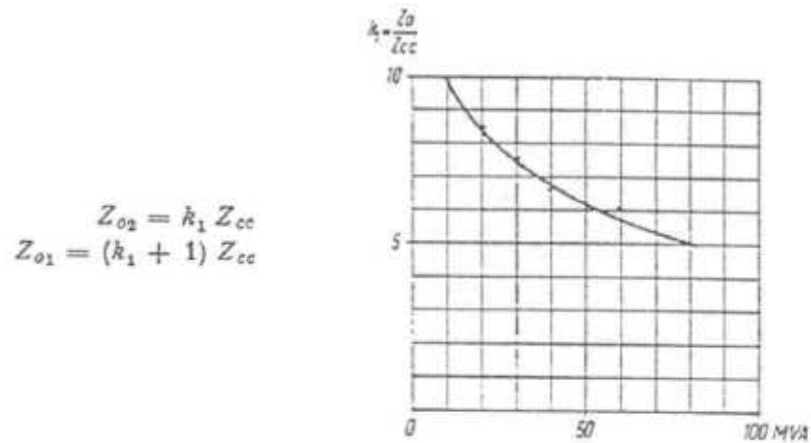


Fig. 2.11. Estimación de las impedancias homopolares magnetizantes (Z_{02} , Z_{01}) de un transformador trifásico YNyn de 3 columnas a partir de la impedancia de cortocircuito de secuencia directa, Z_{cc} (reproducción de la figura 5 y de las ecuaciones 7 y 8 de [41]). Z_{02} , Z_{01} : alimentación por arrollamiento externo o interno, respectivamente.

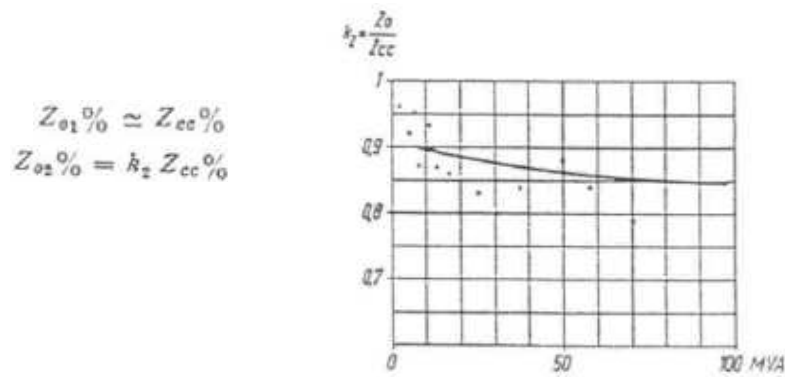


Fig. 2.12. Estimación de las impedancias homopolares ($Z_{01}\%$, $Z_{02}\%$) de un transformador trifásico Dyn de 3 columnas a partir de las impedancias de cortocircuito de secuencia directa, Z_{cc} (reproducción de la figura 6 y de las ecuaciones 9 y 10 de [41]). $Z_{01}\%$, $Z_{02}\%$: alimentación por arrollamiento Y interno o externo, respectivamente.

En 1987, Arturi [43] dedujo, basándose en circuitos magnéticos simplificados, que la diferencia entre las impedancias homopolares magnetizantes medidas desde los arrollamientos de alta tensión y baja tensión es igual a la impedancia de cortocircuito de secuencia directa, en un transformador YNyn de 3 columnas. Además, con el mismo tipo de análisis simplificado, Arturi dedujo que hay una relación directa y simple entre los factores k_2 y k_1 usados por previamente por Coppadoro [41] (mostrados en las Fig. 2.11 y 2.12), que son equivalentes a los factores F_1 y F_2 usados por previamente por Oels ([40], mostrados en las Fig. 2.8 y 2.9). Dicha relación es [43]: $(1/k_2) = (1/k_1) + 1$. El circuito equivalente ante secuencia homopolar presentado por Arturi [43] para un transformador YNyn de 3 columnas es similar al presentado por Oels [41], ya que la diferencia entre las impedancias homopolares magnetizantes es igual a la impedancia de cortocircuito de secuencia directa.

En 1994, Narang y Brierley [85] presentaron una deducción de un circuito equivalente ante secuencia homopolar para un transformador de 3 columnas, de tres devanados, a partir de la topología de un circuito magnético simplificado (Fig. 2.13). Además, presentaron circuitos equivalentes ante secuencia homopolar para transformadores de 3 columnas, de 2, 3 o 4 devanados (Fig. 2.14). En el caso de transformadores de 2 y 3 devanados, estos circuitos equivalentes son consistentes con el mencionado artículo de Oels [36], ya que la inductancia homopolar magnetizante está directamente conectada al terminal correspondiente al arrollamiento más externo. Los parámetros de los circuitos equivalentes se obtienen a partir de ensayos ante secuencia homopolar.

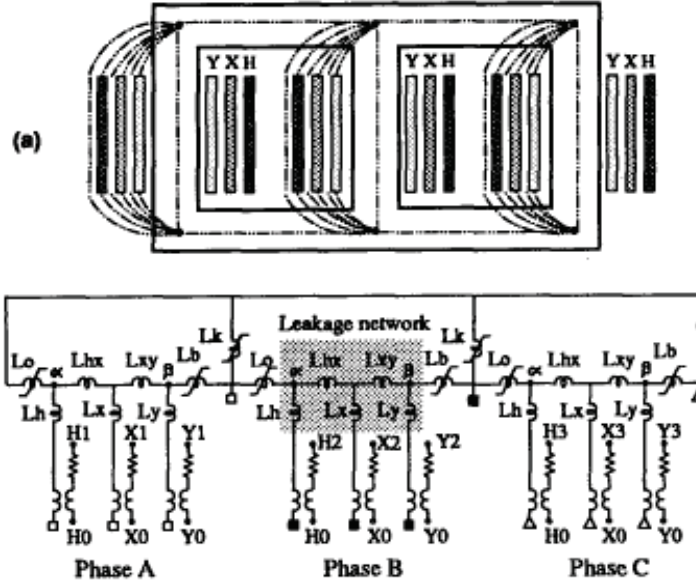


Fig. 2.13. A partir de la topología de un circuito magnético simplificado, es posible deducir la red de inductancias de dispersión para cada fase (formada por L_{hx} , L_{xy} , L_b , L_x y L_y); las columnas verticales están representadas por L_b y los yugos horizontales por L_k y el retorno para los flujos homopolares está representado por L_0 (reproducción de la figura 1 de [85]).

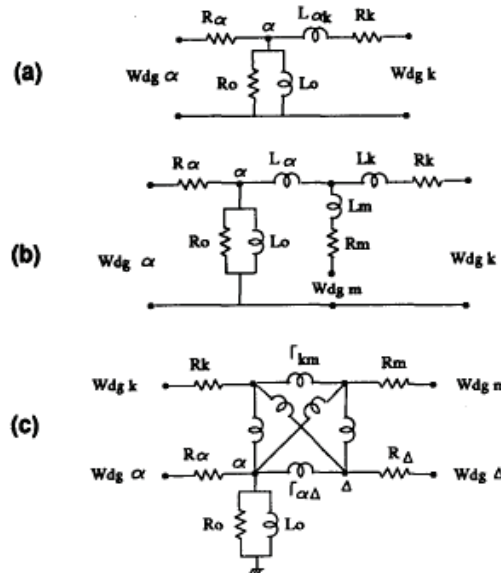


Fig. 2.14. Circuitos equivalentes ante secuencia homopolar para transformadores de 3 columnas, de 2, 3 y 4 arrollamientos (a, b, c, respectivamente). α es el arrollamiento más externo, en todos los casos (reproducción de la figura 3 de [85]).

En 1997, Chen y Venkata [87] también presentaron un circuito equivalente ante secuencia homopolar para un transformador de 3 columnas, de tres devanados, vinculado a la topología de un circuito magnético simplificado (Fig. 2.15). La inductancia homopolar magnetizante también está directamente conectada al terminal correspondiente al arrollamiento más externo (p), lo que es consistente con el

mencionado artículo de Narang y Brierley [85], del cual toman el ejemplo numérico (y, como en dicho artículo, los parámetros del modelo se obtienen a partir de ensayos).

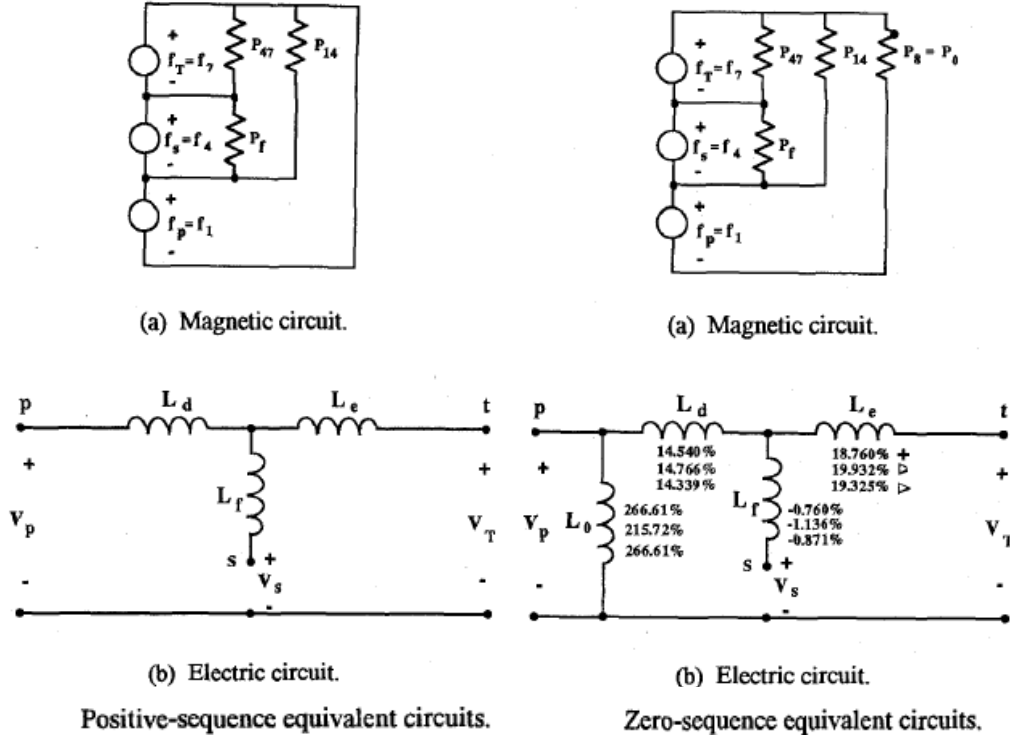


Fig. 2.15. Circuitos magnéticos (a) y eléctricos (b) equivalentes ante secuencia directa y homopolar para transformadores de 3 columnas, de 3 arrollamientos. P_{14} y P_{47} son las permeancias del espacio entre primario y secundario, y secundario y terciario, respectivamente; P_f es una permeancia ficticia requerida y P_8 es la permeancia de la trayectoria de los flujos homopolares (reproducción de la figura 3 de [87]).

En 2001, Vernieri, Barbieri y Arnera utilizaron el modelo circuital de transformadores de tres columnas disponible en ATP (que es un software de cálculo de transitorios electromagnéticos) para analizar sobretensiones debidas a la ferorrresonancia en condiciones desequilibradas [48]. Como las condiciones de ferorrresonancia dependen de la impedancia magnetizante ante secuencia homopolar, este trabajo muestra la necesidad de considerarla de forma adecuada.

En 2004 y 2006, Tsili y Papathanassiou publicaron artículos relacionados con el modelado de transformadores trifásicos de tres columnas ante secuencia homopolar [49,51]. Para simular un transformador YNyn de tres columnas partieron de una representación simplificada del circuito magnético, sin considerar el efecto de las corrientes homopolares inducidas en el tanque, y obtuvieron un circuito equivalente en T ante secuencia homopolar. En estos artículos [49,51] no se trata el caso de transformadores de tres arrollamientos ni se indica la forma de obtener los parámetros del modelo.

En 2008, Córcoles, Sáinz, Pedra, Sánchez-Navarro y Salichs publicaron dos artículos sobre el modelado de transformadores trifásicos de dos arrollamientos en condiciones desequilibradas [95,97]. El modelo es válido para cualquier tipo de conexión de los arrollamientos y para cualquier tipo de núcleo magnético. Para el caso de transformadores de tres columnas, estos artículos muestran la necesidad de considerar la impedancia homopolar magnetizante en el circuito equivalente y la colocan en el secundario del transformador. El circuito equivalente ante secuencia homopolar de los transformadores YNynd no es tratado en estos artículos.

En 2009, Wang y Lascu publicaron un artículo sobre el modelado de transformadores trifásicos ante secuencia homopolar [52], indicando que gran parte de la literatura omite la impedancia homopolar magnetizante en el circuito equivalente de los transformadores. El artículo presenta una tabla que resume los circuitos equivalentes para cada tipo de conexión, en transformadores de dos arrollamientos, pero específicamente en el caso Dyn omite la impedancia homopolar magnetizante (e indica que, en este caso, el resultado es básicamente independiente de si el núcleo del transformador es del tipo tres columnas o no). En este artículo no se aborda el problema sobre el punto de ubicación de la derivación correspondiente a la impedancia homopolar magnetizante.

En 2010, Meng [54] publicó un artículo en el que simplemente describe las conexiones para las pruebas estandarizadas ante secuencia homopolar de un transformador trifásico de tres columnas en conexión YNynd. Además, mostró los cálculos requeridos para obtener los parámetros del circuito equivalente T tradicional ante secuencia homopolar.

En 2010 Bide, Kulkarni y Bhandarkar [55] analizaron el comportamiento ante secuencia homopolar de un transformador de dos arrollamientos con un circuito magnético de cinco columnas, partiendo del modelo de reluctancias del mismo. Con el fin de mostrar diferencias entre un transformador de tres columnas y uno de cinco columnas, los autores presentan un circuito magnético simplificado para el caso de tres columnas y obtienen un valor nulo para su impedancia homopolar (los autores mencionan que este resultado no guarda relación con la realidad, pero este ejemplo permite ilustrar las posibles consecuencias de usar excesivas simplificaciones en los modelos).

En 2012 Penabad, López-Fernández y Álvarez [56] presentaron el circuito mostrado en la Fig. 2.16 para estudiar un transformador YNynd en condiciones desequilibradas. Los parámetros del modelo se obtienen mediante el método de elementos finitos, asociando cada región del arrollamiento con una inductancia del circuito eléctrico (IN y OUT, en la Fig. 2.16), y además se incluyen las inductancias de dispersión de cada arrollamiento. En este artículo [56] no se expone de forma detallada el cálculo de las

inductancias, dado que su objetivo principal es analizar el dimensionamiento térmico del arrollamiento terciario de estabilización.

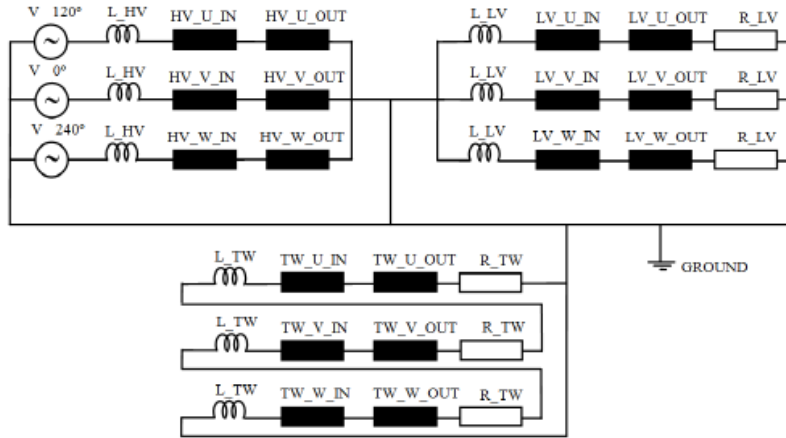


Fig. 2.16. Circuito eléctrico para el estudio de un transformador YNyd en condiciones desequilibradas (reproducción de la figura 9 de [56]). Los términos inductivos IN y OUT están asociados a regiones distintas de los arrollamientos.

En 2014, Zirka, Moroz y Arturi [58] obtuvieron, a partir de un circuito magnético del transformador trifásico de 3 columnas (Fig. 2.17), un circuito equivalente para el análisis de transitorios electromagnéticos (Fig. 2.18). Los parámetros del modelo se obtienen por ajuste de sus resultados a los valores que se obtienen durante los ensayos del transformador en fábrica. Aunque este modelo usa parámetros concentrados, el tanque es simulado mediante un circuito escalera (Fig. 2.18b), en el que se considera que el campo magnético no es uniforme en el espesor de la “pared equivalente” del tanque.

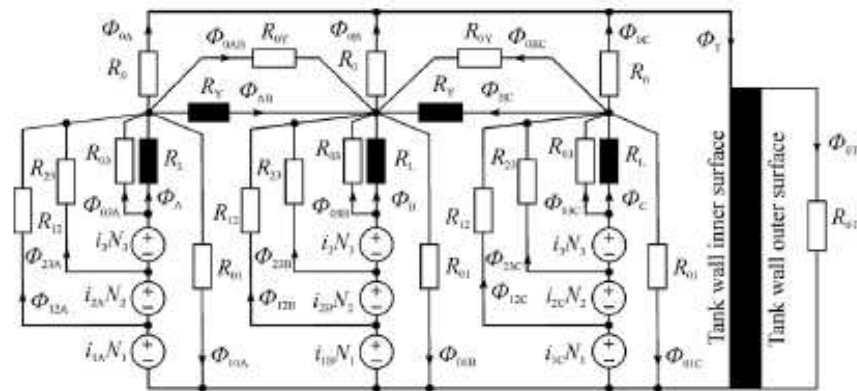


Fig. 2.17. Circuito magnético de un transformador trifásico de tres columnas, de tres arrollamientos, utilizado para obtener un circuito eléctrico equivalente para análisis de transitorios electromagnéticos (reproducción de la figura 2 de [58]).

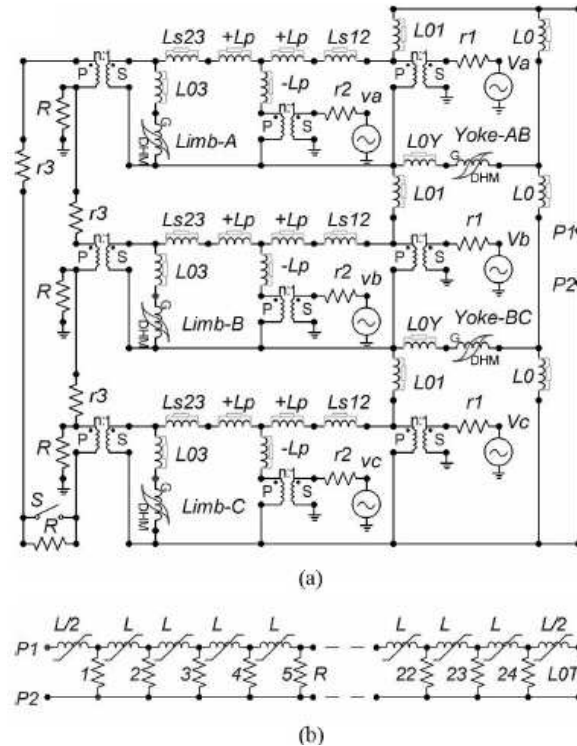


Fig. 2.18. Circuito eléctrico equivalente para análisis de transitorios electromagnéticos, correspondiente a un transformador trifásico de tres columnas, de tres arrollamientos (reproducción de la figura 16 de [58]). La parte "b" representa el espesor de la "pared equivalente" del tanque y enlaza con la parte "a" mediante los puntos P1 y P2.

A pesar de la variedad de "circuitos equivalentes" mostrados en párrafos anteriores, los circuitos equivalentes con forma de T tienen la ventaja de estar documentados en las principales normas internacionales [1-3]. Las normas IEEE e IEC [1-3] especifican un circuito equivalente T para representar los transformadores con conexión YNyn o YNynd ante secuencia homopolar. La norma IEEE C57.12.90 [1] establece los ensayos precisos para determinar las impedancias del circuito equivalente ante secuencia homopolar dependiendo del número de neutros disponibles en el transformador (Fig. 2.19), y establece la relación entre las impedancias medidas y las que aparecen en el circuito equivalente.

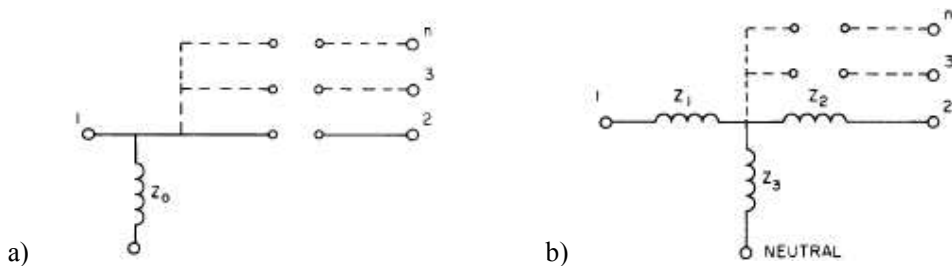


Fig. 2.19. Circuitos equivalentes ante secuencia homopolar, indicados en la norma IEEE. a) sólo un neutro del transformador está disponible; b) dos neutros del transformador están disponibles (reproducción de las figuras 24 y 25 de [1]).

La norma IEC 60076-1 [2] resalta que las impedancias homopolares magnetizantes no son lineales y recomienda realizar las mediciones a diferentes valores de corriente. Además, indica que puede no haber correspondencia entre los valores de las impedancias homopolares medidas desde distintos arrollamientos, ya que estos valores dependen de la disposición de los arrollamientos y de las partes magnéticas. Sin embargo, esta norma no especifica las pruebas a realizar y deja estas pruebas al resultado de un acuerdo entre el fabricante y el comprador.

La norma IEC 60076-8 [3] establece que el circuito equivalente para un transformador de dos devanados tiene una rama serie y otra en derivación (Fig. 2.20). Además, indica que la suma de los elementos serie es igual a la impedancia de cortocircuito ante secuencia directa del transformador, e indica que la subdivisión entre los elementos serie es arbitraria (destacando que cualquiera de ellos puede, incluso, ser cero). La Fig. 2.21 muestra el amplio rango de posible variación de los valores de la impedancia homopolar magnetizante de un transformador de tres columnas.

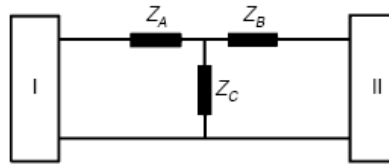


Fig. 2.20. Circuito equivalente ante secuencia homopolar indicado en la norma IEC para un transformador de dos devanados (reproducción de la figura 8 de [3]).

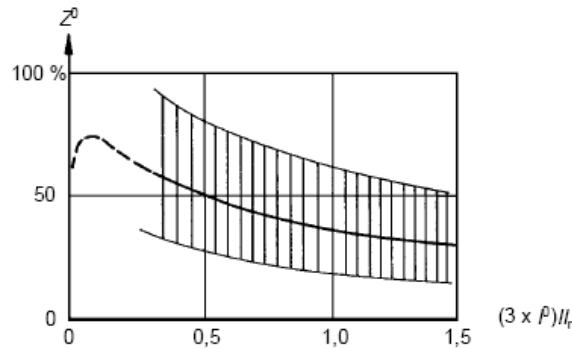


Fig. 2.21. No linealidad de la impedancia magnetizante de un transformador trifásico de tres columnas, en función de la corriente (reproducción de la figura 9 de [3]).

Para el caso de transformadores YN_ynd, la norma IEC 60076-8 [3] sugiere un circuito equivalente ante secuencia homopolar con la impedancia magnetizante homopolar (Z_m) en paralelo con la impedancia del circuito equivalente T para el triángulo terciario (Z_C). Dicha representación (Fig. 2.22) puede prestarse a confusiones (como se describe en el apartado 3.3).

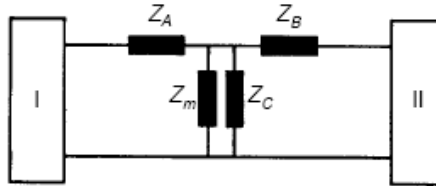


Fig. 2.22. Representación mostrada en la norma IEC para la secuencia homopolar de un transformador YNynd (reproducción de la figura 11 de [3]).

La norma IEC 60076-8 [3] también indica que la diferencia entre los valores de secuencia directa y homopolar depende de la disposición de los devanados y que usualmente está en el orden del 10% al 15%. Esta norma también muestra una tabla con valores típicos de las impedancias ante secuencia homopolar para distintas conexiones de transformadores (Fig. 2.23). Los valores de dicha tabla son útiles, por existir pocas referencias confiables sobre este asunto y por presentarlo de manera ordenada.

Con respecto a los valores típicos de impedancia homopolar para transformadores trifásicos de tres columnas (YNyn, Dyn, y YNynd), el manual de los analizadores de redes de General Electric, de 1950 [18], muestra una síntesis útil (Fig. 2.24). Estos valores también figuran en un libro escrito por Anderson [16], pero dicho libro omite que estos valores tabulados son aplicables para un orden específico de los arrollamientos (cuando el arrollamiento H es el más externo y T es el más interno).

El libro sobre ensayos de transformadores de ABB [7] muestra los esquemas de conexión sugeridos para determinar las impedancias homopolares en el caso de transformadores YNyn y YNynd (Fig. 2.25). En los ejemplos numéricos proporcionados en este libro, las medidas de las impedancias homopolares magnetizantes han sido realizadas al mismo valor relativo de corriente (0.3 veces la corriente nominal del arrollamiento, en cada caso). A diferencia del resto de la literatura, el libro proporciona la impedancia homopolar con el lado de baja tensión en cortocircuito para diversos valores de corriente, lo que muestra la no linealidad de esta medida. Este libro también presenta información interesante sobre el efecto del tanque y de los shunts magnéticos en el valor de las impedancias homopolares.

Winding symbol			Impedance %						Subclauses
			Excited winding, 3-limb core			Excited winding, 5-limb core (or shell)			
(1)	(2)	(3)	(1)	(2)	(3)	(1)	(2)	(3)	
YN	Y	*	≈ 50	—		$\approx 10^4$	—		4.3, 4.4
Y	YN	*	—	≈ 60		—	$\approx 10^4$		4.3, 4.4
YN	YN		$a_1 z_{12}$	$a_2 z_{12}$		z_{12}	z_{12}		4.7.1
YN	D		$a_1 z_{12}$	—		z_{12}	—		4.7.2
D	YN		—	$a_2 z_{12}$		—			4.7.2
YN	Y	Y*	≈ 50	—	—	$\approx 10^4$	—	—	4.3, 4.4
Y	YN	Y*	—	≈ 60	—	—	$\approx 10^4$	—	4.3, 4.4
Y	Y	YN*	—	—	≈ 70	—	—	$\approx 10^4$	4.3, 4.4
YN	YN	Y	$a_1 z_{12}$	$a_2 z_{12}$	—	z_{12}	z_{12}	—	4.7.1
YN	Y	YN		—	$a_3 z_{13}$	z_{13}	—	z_{13}	4.7.1
Y	YN	YN	—		$a_3 z_{23}$	—	z_{23}	z_{23}	4.7.1
YN	YN	D	$a_1(z_1 + z_2 \parallel z_3)$	$a_2(z_2 + z_1 \parallel z_3)$	—	$z_1 + z_2 \parallel z_3$	$z_2 + z_1 \parallel z_3$	—	4.7.2
YN	D	D	$a_1(z_1 + z_2 \parallel z_3)$	—	—	$z_1 + z_2 \parallel z_3$	—	—	4.7.2
YN	Y	D		—	—	z_{13}	—	—	4.7.2
D	YN	YN	—	$a_2(z_2 + z_1 \parallel z_3)$	$a_3(z_3 + z_1 \parallel z_2)$	—	$z_2 + z_1 \parallel z_3$	$z_3 + z_1 \parallel z_2$	4.7.2
D	YN	Y	—	$a_2 z_{12}$	—	—	z_{12}	—	4.7.2
D	Y	YN	—	—	$a_3 z_{13}$	—	—	z_{13}	4.7.2
D	YN	D	—	$a_2(z_2 + z_1 \parallel z_3)$	—	—	$z_2 + z_1 \parallel z_3$	—	4.7.2

NOTES

1 z_{12} , z_{13} and z_{23} are short-circuit positive-sequence impedances.

2 $z_1 = \frac{z_{12} + z_{13} - z_{23}}{2}$, similarly z_2 and z_3

3 $z_1 \parallel z_2 = \frac{z_1 z_2}{z_1 + z_2}$ similarly $z_1 \parallel z_3$ and $z_2 \parallel z_3$

4 a_1 , a_2 and a_3 are multiplying factors generally in the range $0,8 < a_1 < a_2 < a_3 < 1$

5 Particular aspects of zero-sequence impedance properties are given in 4.7.1, 4.7.2 and 4.7.3.

6 Connections marked with an asterisk (*) indicate cases where the zero-sequence impedance is a magnetizing impedance of relatively high or very high value, depending on the nature of the magnetic circuit.

Fig. 2.23. Valores típicos de las impedancias ante secuencia homopolar para distintas conexiones de transformadores (reproducción de la tabla 1 de [3]). (1): arrollamiento más externo; (3): arrollamiento más interno.

	CONNECTION	ZERO-SEQUENCE EQUIVALENT CIRCUIT	APPROXIMATE ZERO-SEQUENCE REACTANCE
1			$Z_{0H-L} = Z_{1H-L}$ $Z_{0H-O} = 5 Z_{1H-L}$ $Z_{0L-O} = 6 Z_{1H-L}$
4			$Z_{0H-L//O} = .65 Z_{1H-L}$
7			$Z_{0H-L} = .85 Z_{1H-L}$ $Z_{0H-T//O} = .75 Z_{1H-T}$ $Z_{0L-T//O} = .9 Z_{1L-T}$

Fig. 2.24. Valores típicos de impedancias homopolares para las conexiones relacionadas con los transformadores YNyn0 de tres columnas (reproducción parcial de la tabla 5:3 de [18]). (H): arrollamiento más externo; (T): arrollamiento más interno.

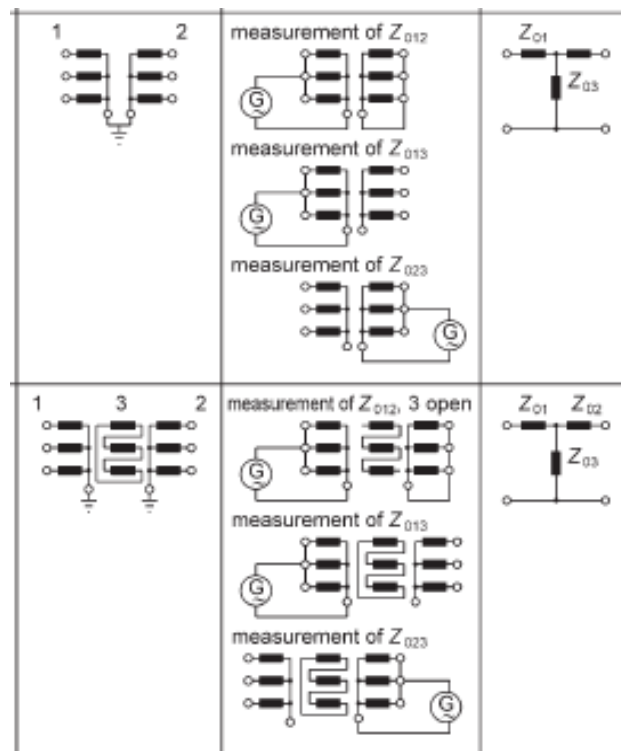


Fig. 2.20. Esquemas sugeridos para los ensayos de transformadores en conexión YNyn y YNyn0 (reproducción parcial de la figura 12.3 de [7]).

2.2. Análisis de la bibliografía sobre la obtención de impedancias homopolares de transformadores trifásicos de tres columnas a partir de las dimensiones geométricas

La bibliografía sobre la obtención de impedancias homopolares de transformadores trifásicos de tres columnas a partir de las dimensiones geométricas es muy poco abundante.

En 1965, Christoffel [38] presentó una fórmula aproximada para estimar el valor de la inductancia homopolar magnetizante (L_0), en función del número de espiras del arrollamiento alimentado (N) y del diámetro de la columna magnética (D) del transformador:

$$L_0 = 2 \mu_0 N^2 D \quad (2.1)$$

Sin embargo, Christoffel adicionalmente mencionó [38] que no se debe esperar precisión de dicha fórmula pues sólo depende del diámetro de la columna ferromagnética, mientras que realmente el diámetro del devanado y las dimensiones del tanque también influyen en el valor de las impedancias homopolares magnetizantes.

En 1970, Coppadoro [41] presentó una fórmula aproximada para estimar el valor de la inductancia homopolar magnetizante (L_0), en función del número de espiras del arrollamiento alimentado (N) y de la longitud del yugo (L_f) del transformador:

$$L_0 = 1.07 N^2 L_f 10^{-6} \quad (2.2)$$

Sin embargo, Coppadoro adicionalmente mencionó [41] que puede ser preferible el uso de la expresión (2.1).

En 1995, Allcock, Holland y Haydock [45] publicaron un artículo sobre el cálculo de impedancias homopolares en transformadores de tres columnas usando el método de elementos finitos. Los autores mencionan varios problemas que se presentan al realizar las simulaciones, y presentan resultados para dos transformadores en conexión YNyn, aplicando dos métodos distintos. Uno de los métodos está basado en el cómputo de la energía magnética y el otro está basado en calcular los enlaces de flujo. Los resultados presentados con ambos métodos son similares. Aunque los autores no indican cuál de las cuatro posibles mediciones de impedancia homopolar de los transformadores YNyn están considerando, ellos muestran los resultados (Fig. 2.30) e incluyen las características principales de los transformadores usados como ejemplos. El análisis de estos valores permite asegurar que los autores se refieren a la medición de las impedancias homopolares magnetizantes, alimentando al transformador por el lado de baja tensión (que es el arrollamiento interno, según se muestra en la Fig. 2.31), y que las impedancias mostradas son 61.36% y 66.54%, referidas al lado de baja tensión (para los transformadores 1 y 2, respectivamente). Los errores reportados en el artículo están en el orden del 10%, pero no indican a qué valor de tensión fueron realizadas las pruebas experimentales. Por otra parte, aunque los autores

mencionan haber usado una permeabilidad equivalente (lineal) para el tanque, no indican el valor empleado para obtener sus resultados. En este artículo [45] no se aborda el hecho de que las corrientes de los arrollamientos no están en la relación de transformación durante el ensayo de cortocircuito ante secuencia homopolar (por lo tanto, no se especifica la forma de calcular la corriente en el arrollamiento que no está no unido a la fuente de alimentación). Además, en este artículo [45] tampoco se describen los detalles relacionados al uso de modelos bidimensionales para representar la realidad tridimensional del transformador.

Transformer	FE - Energy	FE - Flux	Tested
1	10.8 Ω/ph	11.0 Ω/ph	9.9 Ω/ph
2	9.6 Ω/ph	9.9 Ω/ph	8.8 Ω/ph

Fig. 2.30. Resultados mostrados en [45] (reproducción de la Tabla I de [45]).

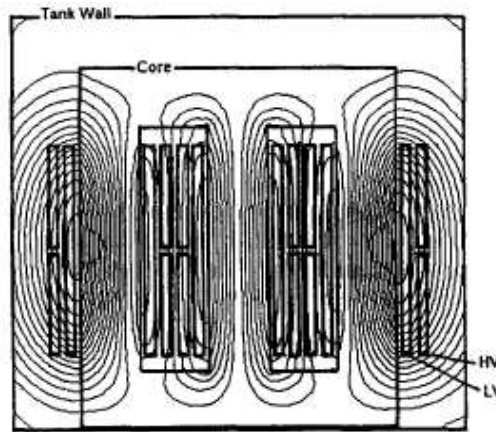


Fig. 2.31. Ejemplo gráfico usado para mostrar las líneas de flujo en uno de los transformadores simulados en [45] (reproducción de la figura 3 de [45]).

En 1995, Ngnegueu, Mailhot, Munar y Sacotte [46] publicaron un artículo sobre el cálculo de la impedancia homopolar en un transformador Dyn de 500kVA, de tres columnas, usado como elemento de puesta a tierra, mediante el método de elementos finitos. Además del valor de la impedancia homopolar, que es muy importante para el análisis del transformador en el sistema eléctrico, los autores analizan el calentamiento del tanque. El problema de elementos finitos es planteado con simetría cilíndrica (axisimétrico 2D), tal como se muestra en la Fig. 2.32. Para el caso del tanque reportan el uso de una curva de saturación experimental. El problema magnético es resuelto conjuntamente con el problema circuital eléctrico (Fig. 2.33), donde se conoce la corriente inyectada por el primario, pero se desconoce su distribución entre las corrientes en el secundario y en el tanque (no hay corriente homopolar en la pantalla de aluminio ya que es un circuito abierto en secuencia homopolar). Los resultados presentados (Fig. 2.34) muestran una buena correspondencia entre los valores medidos y calculados, para dos valores

de corriente en el caso sin pantalla y un valor de corriente en el caso con pantalla. Con respecto al resultado del caso con pantalla, los autores sólo indican que hicieron una modificación en el tanque, sin describirla.

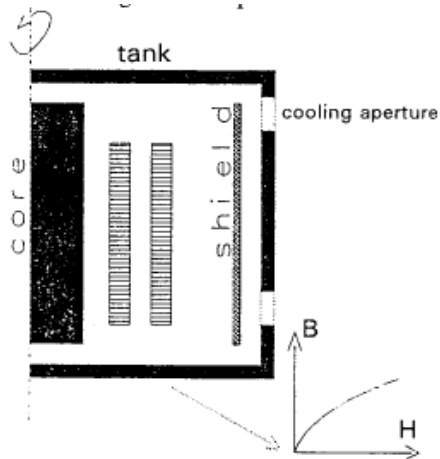


Fig. 2.32. Simulación axis-simétrica usada en [46] (reproducción de la figura 6 de [46]).

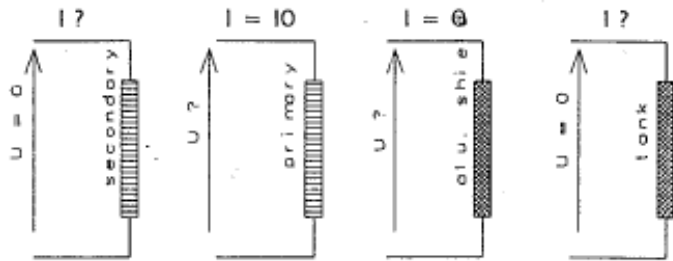


Fig. 2.33. Planteamiento del problema eléctrico para el caso simulado en [46], considerando la geometría de la Fig. 2.32 (reproducción de la figura 7 de [46]).

	Calculation	Test
	$Z_0 (\Omega)$	$Z_0 (\Omega)$
No shield, rated current	120	117
No shield, low current	131	135
shield(*), rated current	119	118

(*) tank is slightly modified

Fig. 2.34. Resultados de las impedancias homopolares medidas y calculadas para el transformador Dyn de 500kVA simulado en [46] (reproducción parcial de la Tabla 1 de [46]).

En 2004, Kulkarni y Khaparde publicaron un libro sobre transformadores [6] en el que se presenta la siguiente fórmula para estimar el valor porcentual de la reactancia homopolar magnetizante ($\%X_0$) de un transformador trifásico de tres columnas:

$$\%X_0 = 2.48 \cdot 10^{-5} [f(NI)(T_G D_G + T_W D_W / 3)] / [H_{EQ}(V/N)] \quad (2.3)$$

Esta expresión depende de las características del arrollamiento conectado a la fuente durante el ensayo: f , I y V son su frecuencia, corriente y tensión nominal; N es su número de vueltas; T_W , D_W y H_{EQ} son su espesor, diámetro promedio y altura equivalente; T_G es su distancia promedio al tanque; y D_G es el diámetro promedio del espacio entre este arrollamiento y el tanque. Esta fórmula se obtiene de la expresión para las reactancias de cortocircuito ante secuencia directa, considerando que el tanque es el otro arrollamiento (además del conectado a la fuente) y tiene un espesor insignificante. Como la distancia horizontal entre un arrollamiento y las paredes del tanque no es uniforme en un transformador, en el libro se indica usar un valor promedio equivalente para T_G que signifique aproximadamente el mismo espacio entre el arrollamiento y el tanque. Esta fórmula da una explicación sencilla al hecho de que las reactancias homopolares magnetizantes de los arrollamientos más externos sean menores, pues tienen menor distancia al tanque. El valor calculado mediante esta fórmula debe corregirse con un factor empírico, similar al indicado en la Fig. 2.28, debido a la no linealidad de las reactancias homopolares magnetizantes con respecto a la tensión de secuencia homopolar.

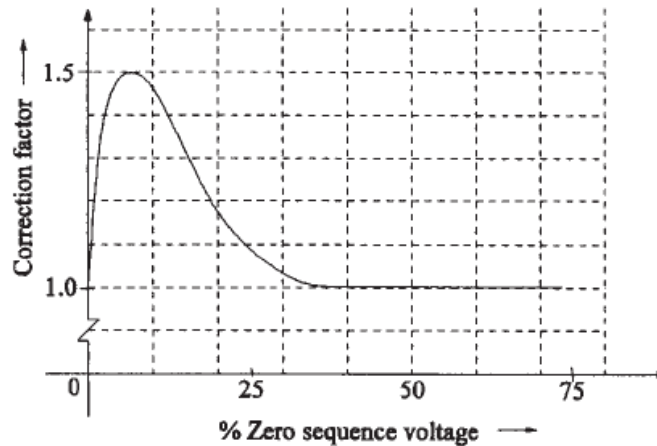


Fig. 2.28. Variación de la reactancia homopolar magnetizante en función de la tensión de secuencia homopolar, para transformadores trifásicos de tres columnas (reproducción de la figura 3.21 de [6]).

Para las impedancias homopolares de cortocircuito que se miden cuando hay corrientes homopolares sólo en dos arrollamientos, el libro de Kulkarni y Khaparde [6] hace la distinción entre el caso cuando el arrollamiento energizado es el externo o el interno. Cuando el transformador es energizado por el arrollamiento interno durante la prueba de impedancia homopolar, la impedancia medida es similar al

valor de secuencia directa. Cuando el transformador es energizado por el arrollamiento externo, este libro indica que el valor de impedancia de secuencia homopolar $((X_Z)_{2I_SC})$ es menor al de secuencia directa $((X_P)_{2I})$ y propone que el factor de reducción es aproximadamente igual al cociente de las impedancias homopolares magnetizantes:

$$(X_Z)_{2I_SC} = (X_P)_{2I} [(X_Z)_{2_0C} / (X_Z)_{1_0C}] \quad (2.4)$$

$(X_Z)_{2_0C}$ y $(X_Z)_{1_0C}$ son las impedancias homopolares magnetizantes medidas desde el arrollamiento externo e interno, respectivamente. Esta expresión también se utiliza en el libro de Kulkarni y Khaparde [6] para el caso de transformadores de 3 arrollamientos, con el fin de calcular las reactancias en aquellos ensayos en los que circula corriente homopolar por sólo dos arrollamientos. Una vez que se dispone de la reactancia ante secuencia homopolar para cada pareja de arrollamientos (con el tercer arrollamiento abierto) se calcula el circuito equivalente T, usando el procedimiento tradicional para las impedancias de secuencia directa.

Por otra parte, el libro de Kulkarni y Khaparde [6] también presenta un método alternativo para el caso de transformadores de 3 arrollamientos, con el fin de obtener el valor de la corriente por cada arrollamiento y por el tanque (asumiendo que las fuerzas magnetomotrices de los arrollamientos y del tanque suman cero). Este método alternativo consiste en considerar el tanque como un cuarto arrollamiento (similar a un arrollamiento en triángulo para la secuencia homopolar), plantear la potencia reactiva total en términos de las reactancias mutuas y de las corrientes en cada arrollamiento, y considerar que las derivadas de la potencia reactiva con respecto a las corrientes desconocidas deben ser nulas, para obtener un conjunto de ecuaciones que permite estimar el valor de las corrientes buscadas.

Finalmente, es necesario destacar que el libro de Kulkarni y Khaparde [6] indica que: a) los métodos allí descritos “pueden dar resultados razonablemente precisos y deben ser refinados mediante factores de corrección empíricos basados en resultados de ensayos realizados en un conjunto de transformadores”; b) “para cálculos más precisos, los métodos numéricos como el método de los elementos finitos pueden ser usados, en los cuales el efecto del nivel de saturación del tanque sobre la reactancia homopolar puede ser simulado de forma exacta.”; c) “el método de los elementos finitos es esencial para una correcta estimación de la reactancia” en el caso de existencia de shunts magnéticos adosados al tanque.

2.3. Síntesis de la revisión bibliográfica, considerando el objetivo de esta tesis

Esta revisión bibliográfica sobre las impedancias homopolares de transformadores trifásicos de tres columnas permite indicar que ha habido necesidad de seguir investigando el tema recientemente, a pesar de haberse estado estudiando desde hace muchos años. Sin embargo, las publicaciones específicas sobre la determinación de las impedancias homopolares en transformadores trifásicos de tres columnas a partir de sus dimensiones geométricas son muy escasas.

El libro de Kulkarni y Khaparde [6] presenta métodos detallados para determinar las impedancias homopolares magnetizantes y de cortocircuito en transformadores trifásicos de tres columnas, a partir de sus dimensiones geométricas. Aunque el método descrito en dicho libro para el caso de las impedancias homopolares magnetizantes tiene la virtud de proporcionar resultados del mismo orden de magnitud que los valores medidos, y que cualitativamente tienen un comportamiento no lineal similar al esperado, en el capítulo 5 de esta tesis se muestra que sus resultados pueden ser imprecisos. Por otra parte, en el capítulo 7 de esta tesis se muestra que los resultados del método descrito en dicho libro [6] tienen un 15% de diferencia con respecto a los valores medidos, en los ejemplos considerados en la presente tesis, lo que ciertamente es una precisión relativamente razonable pero sería deseable mejorarla. En el libro [6] se menciona que pueden ser obtenidos mejores resultados mediante el uso de métodos numéricos para calcular campos magnéticos, lo que constituye el tema de estudio del presente trabajo.

Hay dos artículos [45,46] que usaron métodos numéricos para calcular campos magnéticos con el fin de determinar las impedancias homopolares en transformadores trifásicos de tres columnas a partir de sus dimensiones geométricas. En ambos casos se empleó el método de elementos finitos, pero no quedaron claros diversos aspectos de la metodología a utilizar, como son:

- El valor que debe utilizarse para la distancia horizontal entre los arrollamientos y el tanque, en el caso de las simulaciones 2D, considerando que en el transformador real existen diferentes distancias horizontales entre los arrollamientos y las paredes del tanque.

- La manera de relacionar los resultados de las simulaciones 2D con los resultados correspondientes para la geometría real 3D.

- El valor de la permeabilidad equivalente del tanque que se requiere para realizar las simulaciones con métodos lineales. El efecto de la no linealidad del tanque es muy importante en el caso de las impedancias homopolares magnetizantes, pero en el artículo relacionado con estas impedancias [45] se utilizó una permeabilidad equivalente (lineal), sin mencionar el valor empleado para las simulaciones.

No se ha reportado que el efecto de la no linealidad del tanque sea tan importante en el caso de las impedancias homopolares de cortocircuito, pero en el artículo relacionado con estas impedancias [46] se utilizó una curva de saturación experimental para el tanque, sin mostrarla.

-El método para obtener las corrientes inducidas en los arrollamientos que no están conectados a la fuente, en el caso de impedancias homopolares de cortocircuito, tanto en los ensayos en los que hay corrientes homopolares circulando en dos arrollamientos como en los que las corrientes homopolares circulan por los tres arrollamientos. El valor de estas corrientes es necesario para poder efectuar las simulaciones numéricas para el cálculo de los campos magnéticos.

-El modo de representar en las simulaciones 2D a los shunts magnéticos que puede haber en las paredes del tanque, considerando que estos elementos no están distribuidos de manera continua en toda la periferia del tanque.

3. FUNDAMENTOS BÁSICOS SOBRE IMPEDANCIAS HOMOPOLARES EN TRANSFORMADORES YNynd

3.1. Generalidades sobre las impedancias de los transformadores de potencia

El método de las componentes simétricas se emplea para el cálculo de cortocircuitos en sistemas eléctricos de potencia. Con este método, un sistema trifásico desequilibrado se analiza considerando sus tres redes de secuencia. Dichas redes son denominadas *de secuencia directa*, *de secuencia inversa* y *de secuencia homopolar* en algunos países de habla hispana, y en otros se les denomina *de secuencia positiva*, *de secuencia negativa* y *de secuencia cero*.

Cuando se hace referencia a la impedancia de un transformador de potencia, se suele asumir que es la impedancia de cortocircuito, de secuencia directa, del equipo. Dicho valor es medido para cada transformador, durante las pruebas de aceptación en fábrica, y está impreso en su placa de características. Los valores de impedancia del transformador suelen ser expresados en porcentaje, tomando como referencia una impedancia base, lo que está fundamentado en el uso del sistema por unidad para analizar los sistemas eléctricos de potencia.

En los transformadores de tres arrollamientos, la medición de impedancias de secuencia directa se hace por parejas de arrollamientos, permaneciendo el restante en circuito abierto. Las impedancias de secuencia directa obtenidas mediante dichas mediciones se suelen usar para construir un circuito equivalente tipo T, que es utilizado con frecuencia para los cálculos requeridos en el análisis de sistemas eléctricos de potencia. Muchos transformadores tienen la posibilidad de cambiar su relación de transformación mediante el uso de un cambiador de tomas. La impedancia de cortocircuito, en secuencia directa, cambia de manera no-lineal con la posición del cambiador de tomas y no existe una regla fija para esa variación, porque depende del diseño específico de cada transformador. Por esta razón, usualmente se mide la impedancia de secuencia directa en diversas posiciones del cambiador de tomas. Sin embargo, cuando se hace una simple referencia a la impedancia de un transformador (en secuencia directa, por supuesto), suele asumirse que es la correspondiente a la posición nominal del cambiador de tomas. En esta tesis se asume que la toma del transformador está en su valor nominal.

Las impedancias de secuencia directa y de secuencia inversa de un transformador de potencia son iguales entre sí. En cambio, las impedancias homopolares pueden tener un valor similar a las de secuencia directa, o sustancialmente distinto.

Dos de los asuntos que influyen en la red de secuencia homopolar que representa a un transformador son la conexión de los arrollamientos y la puesta a tierra o no del neutro. Por ejemplo, en el caso de arrollamientos en triángulo (o en estrella, sin conexión entre neutro y tierra), entre ese arrollamiento y resto del sistema no hay trayectoria de circulación posible para las corrientes de secuencia homopolar. Este asunto suele estar bien documentado en los libros sobre análisis de sistemas de potencia.

El otro asunto que influye notoriamente en las impedancias homopolares de un transformador es la forma constructiva de éste, cuando es una unidad trifásica. Los transformadores trifásicos pueden ser: a) de 3 columnas; b) de 5 columnas; c) acorazados; d) de 4 columnas, aunque el uso de éstos no es tan frecuente en comparación con los anteriores. En el caso de transformadores monofásicos, conectados para conformar un banco trifásico, la impedancia homopolar puede asumirse igual a la de secuencia directa, y únicamente influyen la manera en que están conectados los arrollamientos a cada lado del sistema trifásico y la puesta a tierra del neutro de cada arrollamiento.

La forma constructiva de las unidades trifásicas determina el valor de la impedancia magnetizante en secuencia homopolar, que tiene un comportamiento no-lineal en todos los casos. En líneas generales, no se suele mencionar en la práctica a la impedancia magnetizante de secuencia directa porque no suele influir en las redes de secuencia que se requieren para hacer cálculos relacionados con la red eléctrica. La no-linealidad de la impedancia magnetizante indica que su magnitud depende de tensión (o de la corriente). En el caso del transformador de tipo 3 columnas, el fenómeno no-lineal de la impedancia homopolar magnetizante es menos acentuado, y el valor de dicha impedancia tiene valores más reducidos, en comparación con los demás casos.

En el caso del transformador de tipo 3 columnas, los campos magnéticos de secuencia homopolar tienden a pasar a través del tanque del transformador, y es necesario destacar la existencia de dos fenómenos contrapuestos: por un lado, el tanque es un camino ferromagnético con menor reluctancia que las otras posibles trayectorias, lo que tiende a aumentar el flujo magnético por el tanque; por otro lado, en el tanque se inducen corrientes circulantes, que tienden a disminuir el flujo magnético por el tanque.

En algunos casos, los tanques de los transformadores de potencia son apantallados magnéticamente, con el fin de reducir el calentamiento del tanque debido a los campos magnéticos de secuencia directa, durante la operación normal del equipo. Los medios que suelen ser usados para ello son:

a) las pantallas de material conductor (cobre o aluminio), en las que se inducen corrientes de Foucault y esto reduce la cantidad de campo magnético que penetra en el tanque (de manera poco significativa, pero ocurre);

b) los shunts magnéticos, que están formados por chapas ferromagnéticas de muy alta permeabilidad (similares a las del núcleo del transformador), para que el campo magnético pase a través de este camino de baja reluctancia en vez de pasar por el tanque.

Las pantallas de cobre o aluminio (cuando son utilizadas) no tienen un efecto apreciable en las impedancias de secuencia homopolar, ya que no conforman una espira cerrada para los flujos magnéticos homopolares. En cambio, los shunts magnéticos (cuando son utilizados) tienen un efecto notorio en las impedancias de secuencia homopolar del transformador.

En la literatura hay suficiente información sobre la determinación de las impedancias de secuencia directa de los transformadores a partir de la geometría de la ventana del transformador. Por ello, se consideró conveniente comenzar el estudio sobre el uso de software para cálculo numérico de campos magnéticos relacionándolo con las impedancias de secuencia directa del transformador. Como consecuencia de esto, hubo tres publicaciones sobre dicho tema, generadas durante el desarrollo del presente trabajo:

a) En [Sorrentino-Burgos, EPSR-2013], se presentó una demostración analítica formal sobre el método que debiera ser empleado para obtener el valor de la impedancia de secuencia directa, a partir de los resultados numéricos de la energía magnética obtenida en las simulaciones magnetostáticas de campos magnéticos;

b) En [Sorrentino *et al*, IET/GTD-2014], se presentó una comparación entre diversos métodos para calcular las impedancias de secuencia directa de transformadores trifásicos de tres columnas, considerando las fórmulas básicas tradicionales, el método de diferencias finitas 2D, el método de elementos finitos 2D y el método de elementos finitos 3D;

c) En [Sorrentino *et al*, IJEPES-2014], se presentó un algoritmo novedoso, basado en el método de diferencias finitas, para calcular campos magnetostáticos usando los conceptos circuitales del análisis de mallas, con el fin de lograr una gran simplicidad en la formulación del algoritmo.

3.2. Medición de impedancias homopolares en transformadores

La manera de medir las impedancias homopolares de los transformadores está planteada en las principales normas internacionales sobre el tema [1-3]. En líneas generales, la medición es relativamente simple: se mide en un arrollamiento en estrella del transformador, cortocircuitando los tres terminales de las fases, y alimentando entre dicho punto y el neutro de la estrella de dicho arrollamiento. Es decir, las tres fases de ese lado del transformador son alimentadas en paralelo (están alimentadas de manera monofásica). El valor estandarizado de la impedancia homopolar es el resultado de dividir la tensión medida entre un tercio de la corriente total medida.

Hay otros modos de medir las impedancias homopolares de los transformadores, pero no tienen el respaldo de las normas internacionales. Una opción consiste en inyectar una tensión entre los extremos de un arrollamiento en triángulo abierto, cuando es factible tener ese triángulo abierto (las tres bobinas de ese lado del transformador estarían en serie, en vez de estar en paralelo); esto ha sido planteado desde hace muchos años en la literatura [13,21]. Esta opción y otra que está basada en la medición de los términos individuales de la matriz de impedancias de fase (en combinación con el uso de la matriz de transformación de componentes simétricas) fueron analizadas durante el desarrollo del presente trabajo [Sorrentino-Burgos, UPEC-2012], mediante mediciones experimentales en un transformador de 500kVA, y la conclusión principal fue que los distintos métodos arrojaron un resultado similar.

3.3. *Circuito equivalente T para la red de secuencia homopolar de transformadores YNynd*

En el caso de transformadores en conexión YNynd, cuando el arrollamiento en triángulo está cerrado, hay cuatro posibles mediciones estandarizadas de impedancias homopolares: midiendo desde cada arrollamiento en estrella, con el otro arrollamiento en estrella cortocircuitado o en circuito abierto. La norma IEEE C57.12.90 [1] indica el requerimiento de medir al menos tres de esos cuatro valores. Como el circuito equivalente tipo T está conformado por tres impedancias, con la medición de los cuatro valores posibles se formaría un sistema con más ecuaciones que incógnitas. Por ello, la mencionada norma [1] resalta que es posible usar tres de las mediciones para despejar el valor de los parámetros del circuito equivalente, y usar el cuarto parámetro para verificar que los resultados están correctos.

La norma IEC 60076-1 [2] indica que las pruebas para medir las impedancias homopolares en transformadores YNynd deben seguir un acuerdo entre fabricante y comprador. Por lo tanto, el número de ensayos que se realizan no suele ser suficiente para determinar el circuito equivalente del transformador. Por otra parte, la norma IEC 60076-8 [3] indica algunos detalles interesantes con respecto a la conexión YNynd, ya que coloca la impedancia homopolar magnetizante en paralelo con la impedancia homopolar del terciario, en el circuito equivalente tipo T (como se mostró en la Fig. 2.22). Esto pareciera indicar una relación directa entre las impedancias homopolares cuando el arrollamiento en triángulo está abierto o está cerrado. Sin embargo, en una de las publicaciones generadas durante el desarrollo del presente trabajo [Ramos *et al*, IEEE/PWRD-2013], se demostró que el fenómeno no es tan simple como para que pueda ser explicado por análisis de circuitos eléctricos, colocando ese par de impedancias en paralelo, y es preferible utilizar dos circuitos en T diferentes: uno para cuando el triángulo está abierto y otro para cuando el triángulo está cerrado.

3.4. Trayectorias del campo magnético en el caso de las impedancias homopolares magnetizantes

Las impedancias magnetizantes de secuencia homopolar son las impedancias que presenta el transformador cuando sólo uno de los lados del mismo lleva un sistema de corrientes de secuencia homopolar.

En el caso de transformadores YN_{yn}d, las impedancias homopolares magnetizantes únicamente pueden ser medidas cuando el arrollamiento en triángulo está en circuito abierto, ya que sólo así puede existir corriente homopolar en un arrollamiento (en estrella). El valor de la impedancia homopolar magnetizante (Z_{0M}) es menor cuando se mide desde el arrollamiento interno (Z_{0M1}) que cuando se mide desde el arrollamiento externo (Z_{0M2}), como está adecuadamente indicado en algunos documentos de la literatura [3,6,38,40,41,43], y ese tema fue desarrollado durante esta tesis [Sorrentino, Burgos, EPSR-2014-1].

La Fig. 3.1 muestra las principales trayectorias del campo magnético homopolar en estos casos. El triángulo cerrado es un cortocircuito para la componente homopolar. Por este motivo, no se ha dibujado el arrollamiento en triángulo en la Fig. 3.1. El flujo magnético homopolar dentro del arrollamiento que está conectado a la fuente puede retornar, principalmente, por el tanque o por el espacio que existe entre dicho arrollamiento y el tanque. El tanque tiene una alta permeabilidad magnética, pero hay un entrehierro entre éste y el núcleo. Por otra parte, el tanque es apantallado por las corrientes inducidas en éste (estas corrientes se oponen al paso del campo magnético homopolar por el tanque). La profundidad de penetración de los campos magnéticos en el tanque es muy pequeña [6,45,46]; por lo tanto, las corrientes inducidas en el tanque (y los campos magnéticos en el tanque) tienden a estar confinados en un pequeño espesor de las paredes internas del tanque (pocos milímetros de espesor).

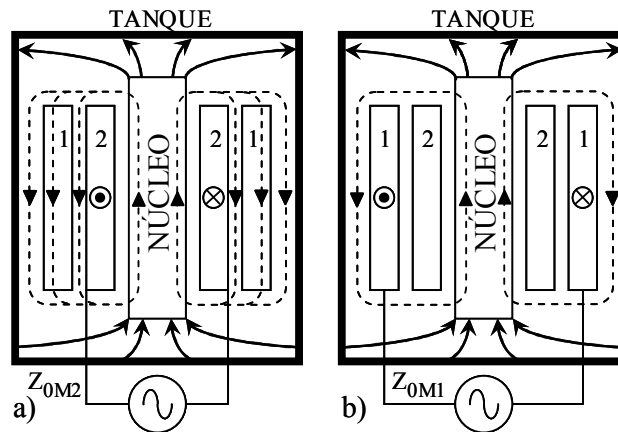


Fig. 3.1. Trayectorias principales de los campos magnéticos durante las pruebas para determinar las impedancias homopolares magnetizantes. Las flechas continuas representan flujos por el tanque. a) medición de Z_{0M2} ; b) medición de Z_{0M1} .

El flujo magnético homopolar entre el tanque y el arrollamiento que está conectado a la fuente no es insignificante. Este espacio no ferromagnético tiene diferente anchura cuando la prueba se realiza alimentando el arrollamiento externo o el interno. Debido a esta razón, los valores medidos (Z_{0M1} y Z_{0M2}) son distintos entre sí.

La Fig. 3.2 muestra circuitos magnéticos simplificados para representar la medición de Z_{0M} . F es la fuerza magnetomotriz de excitación. R_C es la reluctancia del núcleo. R_1 es la reluctancia del espacio entre el núcleo y el arrollamiento que está conectado a la fuente. R_3 es la reluctancia de la trayectoria no ferromagnética correspondiente al retorno del campo magnético homopolar por el lado externo del arrollamiento conectado a la fuente (el espacio entre este arrollamiento y el tanque). R_2 es una reluctancia simplificada, para representar el entrehierro entre el núcleo y el tanque (Fig. 3.2.a). R_2 puede ser subdividida en dos partes (R_{2-1} y R_{2-2} , Fig. 3.2.b). Z_T es la reluctancia compleja del tanque (se requiere un valor complejo para considerar el efecto de las corrientes inducidas en el tanque [160]; este efecto es insignificante en el núcleo).

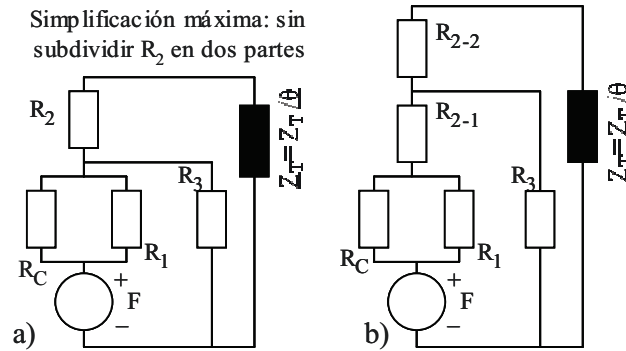


Fig. 3.2. Circuitos magnéticos simplificados para representar las pruebas de determinación de las impedancias homopolares magnetizantes. a) sin subdividir R_2 en dos partes; b) subdividiendo R_2 en dos partes.

Si no se subdivide a R_2 en dos partes (Fig. 3.2.a), entonces R_3 pudiera ser vista como: a) un valor simple (R_{3-1}), para el caso de la medición de Z_{0M1} ; b) R_{3-1} en paralelo con la reluctancia entre devanados (R_{12}), para el caso de la medición de Z_{0M2} . Como la impedancia magnetizante es inversamente proporcional a la reluctancia, esta simplificación llevaría a afirmar que la diferencia entre las dos impedancias magnetizantes ($\Delta Z_{0M} = Z_{0M2} - Z_{0M1}$) es exactamente igual a la impedancia de secuencia directa entre devanados (Z_{12}), porque Z_{12} está directamente vinculada con R_{12} . Por lo tanto, esta simplificación es equivalente a una “demostración analítica” propuesta en la literatura [43].

Sin embargo, cuando se considera que R_2 está subdividida en dos partes (Fig. 3.2.b), el punto exacto para la conexión de R_3 no es el mismo para ambos ensayos. Es decir, dicho “punto exacto” depende de la relación entre R_{2-1} y R_{2-2} , y esa relación depende de cuál sea el arrollamiento que está conectado a la fuente durante la prueba. Esta explicación simplificada justifica por qué ΔZ_{0M} no es exactamente igual a Z_{12} .

Por otra parte, cuando el arrollamiento conectado a la fuente es el externo, entonces: a) R_1 tiene un valor menor porque su sección es mayor, y esto tiende a incrementar Z_{0M} ; b) R_3 tiene un valor mayor porque el área entre el tanque y el arrollamiento conectado a la fuente es menor en este caso, y esto tiende a disminuir Z_{0M} . El efecto de R_3 es más importante porque R_1 está en paralelo con R_C (y R_C es mucho menor que R_1); por lo tanto, esto justifica que Z_{0M1} sea menor que Z_{0M2} . Esta explicación simplificada es válida tanto para la Fig. 3.2.b como para la Fig. 3.2.a.

Aunque la diferencia entre las dos impedancias magnetizantes (ΔZ_{0M}) no sea exactamente igual a la impedancia de secuencia directa entre devanados (Z_{12}), en una de las publicaciones generadas durante el desarrollo del presente trabajo [Sorrentino-Burgos, EPSR-2014-1] se demostró que:

- ΔZ_{0M} es similar a Z_{12} cuando el equipo no tiene shunts magnéticos para apantallar al tanque. Este hecho fue demostrado usando el resultado de mediciones y de simulaciones 3D. Además, también se demostró que este hecho no puede ser explicado mediante simulaciones 2D, ni mediante simulaciones magnetostáticas (es decir, sin incluir el efecto de las corrientes inducidas en el tanque).

- ΔZ_{0M} no es muy similar a Z_{12} cuando el equipo tiene shunts magnéticos para apantallar al tanque.

3.5. Trayectorias del campo magnético en el caso de las impedancias homopolares de cortocircuito

Las impedancias homopolares de cortocircuito son las impedancias que presenta el transformador a la red cuando circula corriente por dos o más arrollamientos.

Como se indicó en la introducción, el interés de esta tesis está centrado en ocho distintas impedancias homopolares para el caso caso YNynd: cuatro impedancias corresponden al arrollamiento en triángulo cerrado y cuatro al arrollamiento en triángulo en circuito abierto. En cada caso, la alimentación se realiza desde un arrollamiento en estrella mientras que el otro arrollamiento en estrella puede estar abierto o en cortocircuito. De estas ocho impedancias:

- dos son impedancias magnetizantes (sólo circula corriente por un arrollamiento);
- dos corresponden a la circulación de corriente homopolar por los tres arrollamientos (cuando está conectado el arrollamiento en triángulo, y está en cortocircuito el arrollamiento en estrella que no está conectado a la fuente);

-y los cuatro casos restantes corresponden a circulación de corriente homopolar en sólo dos arrollamientos (además del arrollamiento en estrella conectado a la fuente, circula corriente homopolar en el arrollamiento en triángulo, o en el otro arrollamiento en estrella, pero no en ambos simultáneamente).

Es decir, hay seis impedancias homopolares de cortocircuito y para su nomenclatura se usó: un primer subíndice que indica cuál de los arrollamientos en estrella está conectado a la fuente (1: externo; 2: interno), un segundo subíndice que indica la conexión del otro arrollamiento en estrella (O: abierto; S: cortocircuitado), y un tercer subíndice que indica la conexión del arrollamiento en triángulo (D: cerrado; sin subíndice: en circuito abierto). Por lo tanto, las impedancias para los cuatro casos con corriente homopolar en sólo dos arrollamientos son Z_{1-S} , Z_{2-S} , Z_{1-O-D} y Z_{2-O-D} , y las impedancias para los dos casos con corriente homopolar en los tres arrollamientos son Z_{1-S-D} y Z_{2-S-D} .

Es conveniente destacar dos diferencias fundamentales entre estas impedancias homopolares de cortocircuito y las correspondientes impedancias de secuencia directa:

a) El balance de fuerzas magnetomotrices es distinto. En el caso de secuencia directa, $N_1 I_1 = N_2 I_2$ cuando hay dos arrollamientos con corriente, y $N_1 I_1 = N_2 I_2 + N_3 I_3$ cuando circula corriente por los tres arrollamientos (N_1 , N_2 , N_3 : números de vueltas; I_1 , I_2 , I_3 : corrientes en los arrollamientos). Esto sucede, en parte, porque la fuerza magnetomotriz requerida para crear el flujo es insignificante para el caso de secuencia directa, pero eso no necesariamente es válido para el caso de secuencia homopolar pues el campo magnético atraviesa trayectorias no ferromagnéticas. Por otro lado, en secuencia homopolar puede haber circulación de corrientes en el tanque, que intervienen en el correspondiente balance de fuerzas magnetomotrices.

b) En secuencia directa, los flujos magnéticos que concatenan los arrollamientos que están conectados a la fuente tienden a sumar cero (con lo que los campos magnéticos de las tres fases tienden a recombinarse entre sí, en los extremos de los arrollamientos). Sin embargo, en secuencia homopolar dichos flujos magnéticos tienden a estar en fase; por ello, no suman cero y deben tener una trayectoria de retorno. Dichas trayectorias de retorno son analizadas a continuación.

Durante la medición de las impedancias homopolares de cortocircuito, las mencionadas trayectorias de retorno para los flujos magnéticos dependen de la posición relativa de los arrollamientos cortocircuitados pues los enlaces netos de flujo magnético tienden a ser nulos dentro de éstos. El

arrollamiento en triángulo es considerado como cortocircuitado para la secuencia homopolar cuando el triángulo está cerrado.

Por nomenclatura, las dos disposiciones más frecuentes para los arrollamientos de los transformadores YN_ynd son identificadas en esta tesis según la posición de los arrollamientos, desde el interior hacia el exterior. El primer caso (T21) corresponde a que el arrollamiento más interno sea el terciario (T). Los números 2 y 1 corresponden a los arrollamientos en estrella (interno y externo, respectivamente). El segundo caso (21T) corresponde a que el arrollamiento más externo sea el terciario. El arrollamiento en estrella más externo suele corresponder al lado de alta tensión del transformador.

En los casos en que existe circulación de corriente homopolar en sólo dos arrollamientos, las Fig. 3.3 y 3.4 muestran que las trayectorias de retorno para los flujos homopolares tienden a ser por el núcleo del transformador cuando el arrollamiento cortocircuitado es el externo (figuras 3.3a, 3.4a, 3.4c, 3.4d), y por el tanque y por el espacio entre el tanque y el arrollamiento conectado a la fuente cuando el arrollamiento cortocircuitado es el interno (figuras 3.3b, 3.3c, 3.3d, 3.4b). De este modo se cumple que los enlaces de flujo magnético netos tiendan a ser nulos dentro de los arrollamientos cortocircuitados para la secuencia homopolar. Cuando las trayectorias de retorno para los flujos homopolares tienden a ser por el núcleo del transformador, la magnitud de la impedancia homopolar es similar a la correspondiente impedancia de secuencia directa entre ese par de arrollamientos pues la reluctancia del núcleo es insignificante en comparación con la que existe debido al espacio entre arrollamientos; en caso contrario, la impedancia homopolar tiende a ser menor que la correspondiente impedancia de secuencia directa, ya que el retorno a través del espacio entre el tanque y el arrollamiento conectado a la fuente tiene una reluctancia considerable. Es decir:

$$Z_{2-S} \cong Z_{12} \quad (3.1)$$

$$Z_{2-O-D} \cong Z_{23}, \text{ para el caso 21T} \quad (3.2)$$

$$Z_{1-O-D} \cong Z_{13}, \text{ para el caso 21T} \quad (3.3)$$

$$Z_{1-S} < Z_{12} \quad (3.4)$$

$$Z_{2-O-D} < Z_{23}, \text{ para el caso T21} \quad (3.5)$$

$$Z_{1-O-D} < Z_{13}, \text{ para el caso T21} \quad (3.6)$$

Z_{12} , Z_{23} , Z_{13} : impedancias de secuencia directa entre los devanados indicados por los subíndices (el subíndice 3 corresponde al terciario en triángulo).

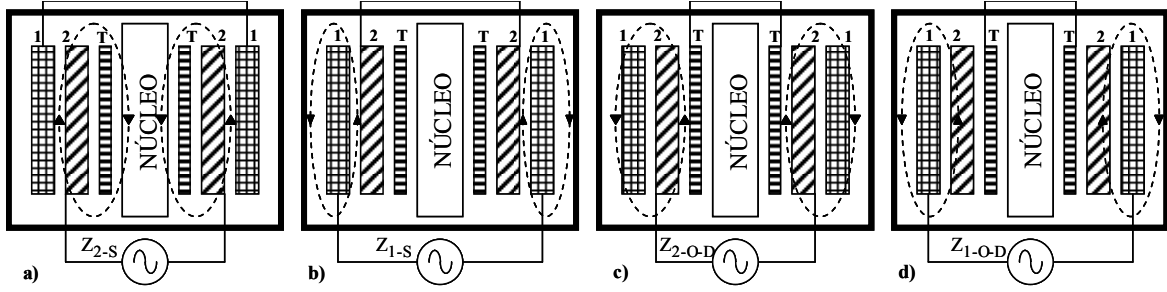


Fig. 3.3. Trayectorias principales de los campos magnéticos durante las pruebas para determinar las impedancias homopolares de cortocircuito, cuando no circula corriente por uno de los tres arrollamientos. Caso: T21.

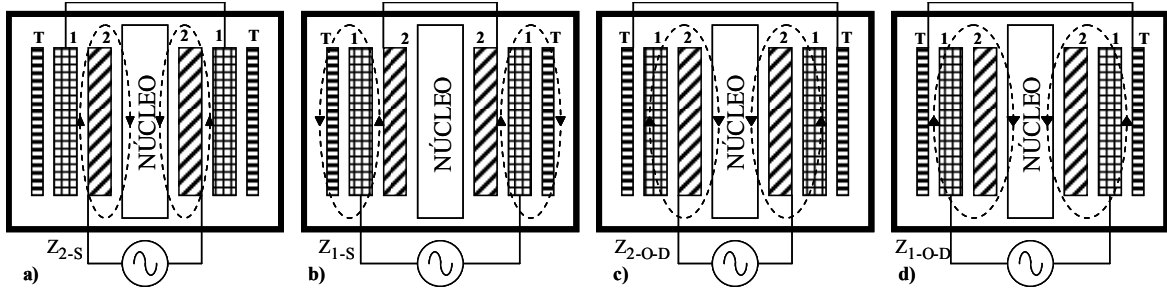


Fig. 3.4. Trayectorias principales de los campos magnéticos durante las pruebas para determinar las impedancias homopolares de cortocircuito, cuando no circula corriente por uno de los tres arrollamientos. Caso: 21T.

En los casos de circulación de corriente homopolar en los tres arrollamientos, las Fig. 3.5 y 3.6 muestran las trayectorias de retorno principales para los flujos homopolares. De este modo (haciendo un análisis similar al caso anterior) se cumple que los enlaces de flujo magnético netos tiendan a ser nulos dentro de los arrollamientos cortocircuitados para la secuencia homopolar.

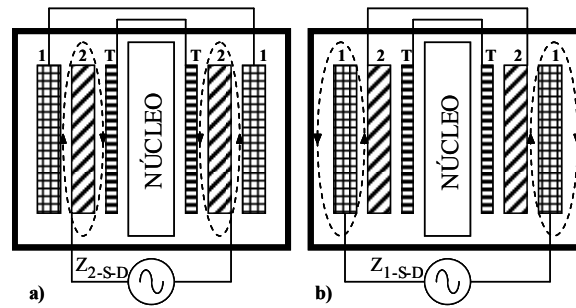


Fig. 3.5. Trayectorias principales de los flujos magnéticos durante las pruebas para determinar las impedancias homopolares de cortocircuito, cuando circula corriente homopolar por los tres arrollamientos. Caso: T21.

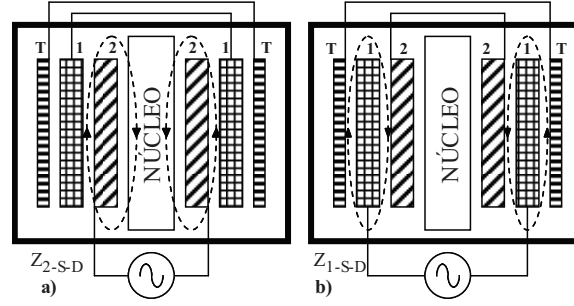


Fig. 3.6. Trayectorias principales de los flujos magnéticos durante las pruebas para determinar las impedancias homopolares de cortocircuito, cuando circula corriente homopolar por los tres arrollamientos. Caso: 21T.

En este caso hay dos arrollamientos en cortocircuito para la secuencia homopolar. Por lo tanto, las impedancias de secuencia directa con las que se debe comparar los valores de secuencia homopolar son las siguientes (obtenidas a partir del circuito equivalente en T para la secuencia directa):

$$Z_{123} \cong Z_1 + Z_2 Z_3 / (Z_2 + Z_3) \quad (3.7)$$

$$Z_{213} \cong Z_2 + Z_1 Z_3 / (Z_1 + Z_3) \quad (3.8)$$

Z_1 , Z_2 y Z_3 son las impedancias ante secuencia directa del arrollamiento en estrella más externo, del arrollamiento en estrella más interno, y del terciario, respectivamente.

Cuando las trayectorias principales de retorno para los flujos homopolares tienden a incluir el tanque del transformador (figuras 3.5a, 3.6a y 3.6b), la magnitud de la impedancia homopolar es menor que la correspondiente impedancia de secuencia directa. Hay dos maneras de verlo: por un lado, el flujo magnético que pasa por entre los arrollamientos tiene que atravesar un espacio ferromagnético para llegar al tanque; por otro lado, la circulación de corrientes homopolares en el tanque hacen que éste sea equivalente a un arrollamiento adicional en cortocircuito.

Finalmente, cuando las trayectorias principales de retorno para los flujos homopolares tienden a incluir el tanque no incluyen ni al tanque ni al núcleo del transformador (figuras 3.5b), la impedancia homopolar tiende a ser similar a la correspondiente impedancia de secuencia directa, ya que en ambos casos las trayectorias de los campos magnéticos es similar.

En síntesis:

$$Z_{2-S-D} \cong Z_{213} \quad (3.9)$$

$$Z_{1-S-D} \cong Z_{123}, \text{ para el caso 21T} \quad (3.10)$$

$$Z_{1-S-D} < Z_{123}, \text{ para el caso T21} \quad (3.11)$$

Para estos casos de impedancias homopolares de cortocircuito, cuando las trayectorias de retorno para los flujos homopolares no tienden a incluir el tanque del transformador (figuras 3.3a, 3.4a, 3.4c, 3.4d, 3.5a, 3.6a, 3.6b), el componente resistivo de dichas impedancias es similar al valor correspondiente de secuencia directa. Por otra parte, cuando las trayectorias de retorno para los flujos homopolares tienden a ser por el tanque y por el espacio entre el tanque y el arrollamiento conectado a la fuente (figuras 3.3b, 3.3c, 3.3d, 3.4b, 3.5b), la componente resistiva de las impedancias homopolares es mayor que el valor correspondiente de secuencia directa, debido a que hay una importante inducción de corriente circulatoria en el tanque y esto ocasiona pérdidas de potencia activa en el tanque.

4. MÉTODO PARA LA DETERMINACIÓN DE LAS IMPEDANCIAS HOMOPOLARES MAGNETIZANTES

En el presente capítulo se describe el método empleado en esta tesis para el cálculo de las impedancias homopolares magnetizantes de los transformadores trifásicos de 3 columnas y en el capítulo 5 se presentan los resultados correspondientes. Una síntesis de ambos capítulos ha sido publicada en el artículo “Application of 2D linear models for computing zero-sequence magnetizing impedances of 3-phase core-type transformers” [Sorrentino-Burgos, EPSR-2014-2].

Para determinar las impedancias homopolares magnetizantes (Z_{0M}) de los transformadores trifásicos de 3 columnas debería utilizarse una simulación tridimensional (3D) debido a que la geometría de un transformador no tiene simetrías que permitan obtener una perfecta representación en dos dimensiones (2D). Sin embargo, la simulación 3D requiere enormes recursos computacionales, ya que la profundidad de penetración de los campos magnéticos en el acero es mucho menor que las dimensiones del tanque. Debido a ello, los trabajos previos sobre este tema se han basado en el uso de representaciones 2D simplificadas [6,45].

Como se indicó en el capítulo 2, el libro de Kulkarni y Khaparde [6] propone un procedimiento para obtener Z_{0M} . Como se muestra en el apartado 5.2.5, las impedancias homopolares magnetizantes calculadas mediante el procedimiento del libro de Kulkarni y Khaparde [6] presentan un error elevado respecto de las impedancias medidas. De hecho, los propios autores del mencionado libro indican que para cálculos más precisos pueden usarse otros métodos, tales como el método de los elementos finitos.

Allcock, Holland y Haydock [45] estimaron Z_{0M} mediante el uso del método de los elementos finitos. Los autores presentan una diferencia moderada entre los resultados medidos y los calculados. Sin embargo, desafortunadamente en el artículo no se proporcionan muchos detalles fundamentales sobre los procedimientos empleados, de forma que es imposible reproducir el método sugerido.

La componente resistiva de Z_{0M} no es insignificante y está íntimamente relacionada con las pérdidas en el tanque durante el ensayo para determinar Z_{0M} . La estimación de la componente resistiva de Z_{0M} no ha sido presentada en la mayoría de la literatura previa revisada. Ha habido trabajos sobre la estimación de las pérdidas en el tanque durante condiciones de operación en secuencia directa, pero el problema de estimar dichas pérdidas es muy distinto al existente en el caso de la prueba para determinar Z_{0M} (debido a que, en este último caso, los flujos magnéticos homopolares inducen altas corrientes circulatorias en el

tanque). Sólo Penabad, López y Álvarez [57] presentan una estimación de pérdidas en el tanque debida a los flujos homopolares, pero dicho trabajo no está relacionado con el ensayo de obtención de Z_{0M} sino con la obtención de las pérdidas cuando por los dos lados del transformador circulan corrientes homopolares.

En el presente trabajo se emplean métodos lineales 2D para la estimación de Z_{0M} . El primer paso empleado para el análisis es comparar las simulaciones lineales 2D con simulaciones lineales 3D, aplicadas a transformadores de dimensiones reducidas que pudieron ser simulados en 3D con los recursos disponibles, con el fin de observar el comportamiento de las aproximaciones 2D a los resultados 3D sin la influencia de los posibles errores que pueden influir en la comparación con los valores medidos. Después de ello, los resultados de los métodos aproximados 2D se comparan con los resultados derivados de medidas en transformadores de potencia.

4.1. Valores a comparar

Al contrastar los resultados de los métodos aproximados 2D con las simulaciones 3D o con los valores medidos en transformadores reales, los valores a ser comparados son las reactancias (X) y las pérdidas de potencia activa en el tanque (P). En realidad, la parte real de Z_{0M} está relacionada con las pérdidas totales durante la prueba, que incluyen las pérdidas en el tanque, en los arrollamientos y en el núcleo. Las pérdidas en los arrollamientos no han sido incluidas en los modelos porque se asume que pueden ser independientemente estimadas, usando los valores de las resistencias. Las pérdidas en el núcleo y las pérdidas por histéresis en el tanque se consideran muy reducidas. Por lo tanto, únicamente las pérdidas por corrientes circulatorias en el tanque son consideradas en los modelos.

En este trabajo se empleó un software para el cálculo de campos magnéticos por el método de elementos finitos [241]. En el caso 2D sólo hay una corriente circulando por el arrollamiento conectado a la fuente. Para un determinado valor eficaz de la corriente (I), el valor promedio de la energía magnética almacenada (E_{MAG}) es directamente proporcionado por el software empleado y la inductancia (L_{2D}) en el caso 2D se calcula como:

$$L_{2D} = 2 E_{MAG} / I^2 \quad (4.1)$$

En la geometría real 3D hay tres arrollamientos energizados, con la misma corriente (I) en cada uno de ellos (corrientes homopolares). En este caso, E_{MAG} también se obtiene directamente del software empleado, y la inductancia (L_{3D}) es:

$$L_{3D} = 2 E_{MAG} / (3I^2) \quad (4.2)$$

Las reactancias (X) se calculan a partir de las inductancias y las pérdidas en el tanque (P) se obtienen directamente del software empleado para los subdominios de interés. En el contexto de este capítulo, el triángulo del arrollamiento de estabilización está sin cerrar. Las mediciones estandarizadas de impedancias homopolares se realizan en los arrollamientos conectados en estrella; por lo tanto, para transformadores en conexión YNynd hay dos posibles ensayos: el ensayo alimentando el arrollamiento de alta tensión con el lado de baja tensión abierto, y el ensayo alimentando el lado de baja tensión con el arrollamiento de alta tensión abierto. Los subíndices 1 y 2 se usan para identificar el arrollamiento estrella más externo y el más interno, respectivamente. Por lo tanto, los valores a comparar son: X_1 , X_2 , P_1 , P_2 .

4.2. Dos modelos aproximados 2D para representar la geometría 3D de los transformadores

Los modelos 2D empleados para aproximarse a la representación de la geometría 3D de los transformadores trifásicos de 3 columnas se basan en una representación axis-simétrica (Fig. 4.1a). Esta representación 2D corresponde a un corte perpendicular al plano del núcleo magnético, y el eje de simetría pasa por el centro de una columna magnética del transformador. La Fig. 4.1b muestra una representación simplificada de la geometría 3D del tanque, en el plano x-y, en la que se observa que hay diversas distancias horizontales entre el arrollamiento externo y el tanque. Debido a esto, es necesario usar alguna *distancia equivalente* (d) para la representación 2D de la geometría 3D.

Para la medida de Z_{0M} sólo el arrollamiento conectado a la fuente tiene circulación de corrientes. Como las mediciones estandarizadas de Z_{0M} se realizan en arrollamientos conectados en estrella, en los casos de Z_{0M} analizados nunca hay circulación de corrientes en el terciario. Por lo tanto, la presencia del terciario no influye en el valor de los campos magnéticos en el caso de Z_{0M} y, por sencillez, no se incluye en la descripción de las geometrías analizadas en este caso. Para el cálculo de Z_{0M} se utilizaron dos aproximaciones distintas, que son denominadas “método 1” y “método 2”.

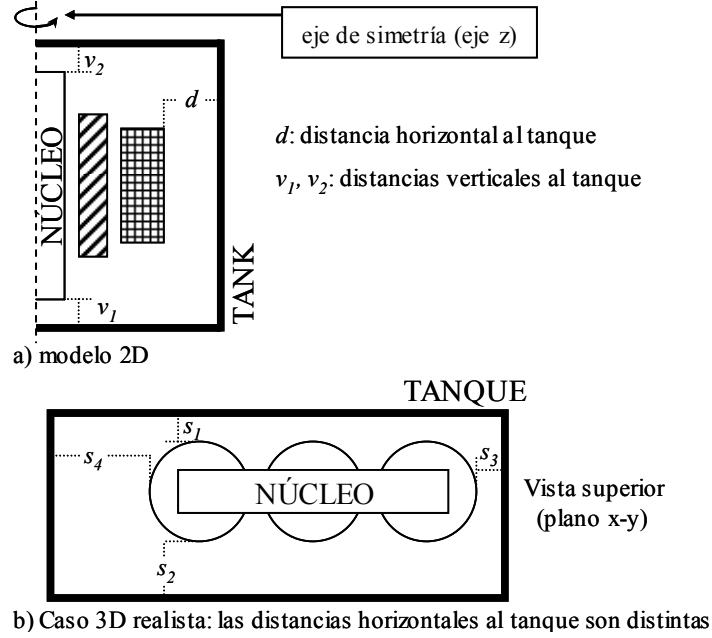


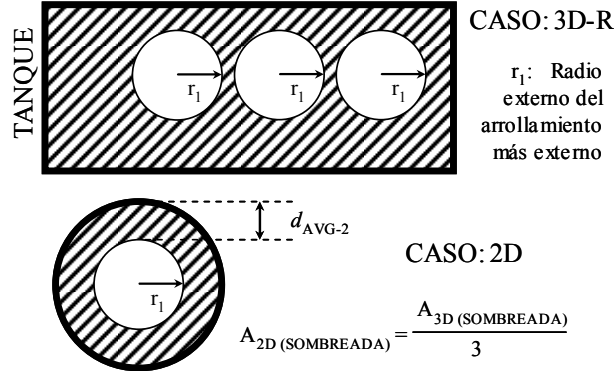
Fig. 4.1. Detalles de las geometrías 2D y 3D.

El método 1 consiste en hallar una *distancia equivalente* para cada uno de los resultados a comparar (X_1 , X_2 , P_1 , P_2). Las reactancias calculadas a partir del modelo 2D se comparan con el resultado 3D. Las pérdidas en el tanque obtenidas en el modelo 2D son por unidad de longitud (p_T , en W/m); por lo tanto, el valor de p_T en las paredes verticales se debe multiplicar por el perímetro real del tanque en el plano x-y, y el valor de p_T en las tapas (superior e inferior) se ha de multiplicar por la longitud de tanque correspondiente.

El método 2 usa un valor medio para la *distancia equivalente*. Dos opciones fueron consideradas para obtener ese valor medio. La primera opción consiste en usar un promedio ponderado (d_{AVG}) de las distancias horizontales entre el arrollamiento externo y el tanque:

$$d_{AVG} = (3 s_1 + 3 s_2 + s_3 + s_4) / 8 \quad (4.3)$$

La segunda opción consiste en usar el valor (d_{AVG-2}) que proporciona un área entre el arrollamiento externo y el tanque, en el modelo 2D, igual a un tercio del área real entre el arrollamiento externo y el tanque en el modelo 3D (Fig. 4.2).


 Fig. 4.2. Esquema auxiliar para ilustrar la definición de d_{AVG-2} .

El método 2 consiste en usar una constante de aproximación (K_X) para estimar el valor de las reactancias y otra para las potencias (K_P). Para calcular las reactancias, la energía magnética del modelo 2D se divide en dos partes (Fig. 4.3): a) la energía E_1 , almacenada en el espacio desde el eje de simetría hasta el radio que alcanza la mitad de la ventana; b) la energía E_2 , almacenada en el espacio desde el radio que alcanza la mitad de la ventana hasta el final del espacio analizado. La energía magnética está principalmente confinada al espacio hasta el tanque, debido al efecto de apantallamiento de éste. La Fig. 4.3b muestra que la región para calcular E_1 se repite 3 veces en la geometría 3D. Sin embargo, algunas partes de la región para calcular E_2 estarían consideradas dos veces si E_2 fuese multiplicado por 3. Por este motivo, se utiliza un coeficiente K_X para considerar que la región para calcular E_2 no se repite 3 veces en la geometría 3D. De esta manera, la energía magnética para la geometría 3D (E_{MAG}) se estima de la siguiente manera:

$$E_{MAG} = 3 E_1 + K_X E_2 \quad (4.4)$$

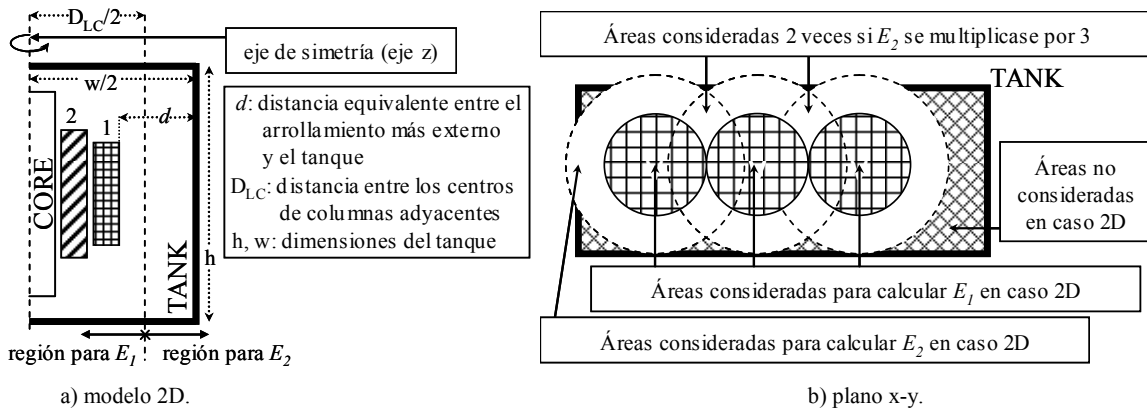


Fig. 4.3. Esquema auxiliar para ilustrar la aproximación aplicada en el método 2.

La Fig. 4.3b ilustra cualitativamente que hay áreas que se considerarían dos veces si el valor de E_2 fuese multiplicado por 3. Conceptualmente, incluso podría haber áreas que se solaparían 3 veces, si el

radio de la región para calcular E_2 (r_{E2}) fuese mayor a dos veces el radio de la región para calcular E_1 (r_{E1}), pero en ninguno de los casos analizados el tanque está tan alejado como para que se cumpla esta condición (es decir, $r_{E2} < 2r_{E1}$ en todos los casos analizados). La relación entre el área real de la región correspondiente a E_2 en el caso 3D en el plano x-y (A_{E2-3D}) y el área correspondiente en el caso axis-simétrico (A_{E2-2D}) puede ser fácilmente calculada mediante consideraciones geométricas. La Fig. 4.4 muestra que la relación descrita de áreas ($R_A = A_{E2-3D}/A_{E2-2D}$) puede alcanzar valores entre 2.3 y 2.1 cuando la relación de radios ($R_R = r_{E2}/r_{E1}$) está entre 1.4 y 1.7, que es un rango típico de valores para R_R en los transformadores analizados. Aunque este análisis geométrico es útil para tener una primera estimación inicial, *a priori*, de K_X (que podría considerarse similar a R_A), un valor preciso de K_X no puede obtenerse mediante relaciones geométricas porque la distribución de la densidad de energía magnética no es uniforme. Por lo tanto, el mejor modo de obtener K_X es mediante comparación de los resultados del método 2 con valores de referencia (como se muestra en el capítulo 5). Los valores que finalmente se recomiendan para K_X en el capítulo 5 están en el rango mencionado para R_A (entre 2.3 y 2.1); en algunos casos del capítulo 5 también se obtuvieron valores que están fuera de ese rango, pero en líneas generales se mantienen dentro del rango mostrado en la Fig. 4.4 para R_A (entre 2 y 3, aproximadamente).

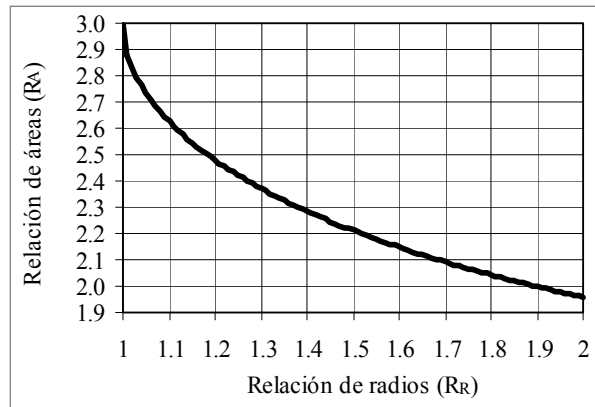


Fig. 4.4. Relación de áreas entre el caso 3D y el axis-simétrico (R_A) para la región donde se calcula E_2 , en función de la relación entre los radios (R_R) de los dos círculos de la Fig. 4.3.

Por otra parte, las pérdidas en el tanque que se calculan para la geometría cilíndrica del método 2 (es decir, haciendo la integral de revolución con respecto al eje de simetría del modelo axis-simétrico) se multiplican por un coeficiente K_P para considerar que las pérdidas en la geometría real 3D no son exactamente 3 veces las correspondientes al modelo cilíndrico 2D, ya que la distribución de pérdidas en las paredes del tanque es distinta en ambos casos.

En ambos modelos aproximados hay, en principio, cuatro valores a estimar:

- En el método 1 hay una distancia equivalente para cada resultado a obtener (d_{X1} , d_{X2} , d_{P1} , d_{P2}).
- En el método 2 hay una constante de aproximación para cada resultado a comparar (K_{X1} , K_{X2} , K_{P1} , K_{P2}).

Sin embargo, los resultados del capítulo 5 muestran que los valores a estimar para el caso de las potencias pueden ser asumidos iguales, tanto si la prueba es realizada alimentando el arrollamiento estrella más externo como si se trata del más interno.

Al comparar simulaciones 2D con respecto a simulaciones 3D, el valor de las características del material del tanque (permeabilidad magnética y conductividad eléctrica) puede ser asumido igual (y conocido) para el caso 2D y para el caso 3D, ya que se trata de simulaciones lineales. Sin embargo, al comparar las simulaciones lineales 2D con mediciones reales en transformadores, la permeabilidad magnética realmente es no-lineal y se debe asumir una *permeabilidad magnética equivalente* (que debe ser estimada para el modelo lineal 2D).

4.3. Estrategia de comparación del modelo 2D con el modelo 3D y con los valores medidos

Como se indicó, el primer paso empleado para el análisis de los métodos aproximados 2D es compararlos con simulaciones 3D, aplicadas a transformadores de dimensiones reducidas. El primer estudio consiste en comparar el modelo axis-simétrico 2D con exactamente la misma geometría cilíndrica 3D. Estos casos 3D son denominados 3D-A (caso axis-simétrico). El objetivo de esta comparación es hallar los valores adecuados de la longitud máxima de los lados de las celdas para el mallado del tanque (c_{MAX}), que permitan mantener una precisión similar en los casos 2D y 3D, considerando la capacidad de cómputo de los recursos computacionales disponibles. Dichos valores de c_{MAX} son aplicados, posteriormente, para la comparación entre los resultados de los modelos aproximados 2D y las simulaciones 3D de la geometría realista, que no es simétrica (estos casos 3D son denominados 3D-R, por ser más realistas).

Después de realizar el análisis de los modelos aproximados 2D, en comparación con los modelos 3D, se procede a comparar los resultados de los modelos 2D con los resultados derivados de las mediciones en transformadores de potencia. Los transformadores de potencia analizados tienen conexión YNyn y corresponden a subestaciones de distribución, la tensión primaria corresponde al sistema de transmisión (alta tensión), la tensión secundaria corresponde a la red de distribución en media tensión y el triángulo terciario es un arrollamiento de estabilización.

Las medidas fueron realizadas para diversos valores de tensión aplicada, en cada arrollamiento en estrella, para considerar la no linealidad de Z_{0M} . Para cada medida cambian los valores del campo magnético en el interior del transformador y, con ello, la permeabilidad magnética equivalente del tanque. Por lo tanto, la permeabilidad magnética equivalente del tanque debe ser estimada para cada valor medido de Z_{0M} . Con estos resultados, se analiza el comportamiento de esta permeabilidad magnética equivalente en función de la corriente inyectada durante la prueba, con el fin de proponer una estimación que pueda ser usada cuando no hay valores medidos de Z_{0M} . Adicionalmente, también se probó exitosamente la posibilidad de emplear el método 2 en conjunto con una característica B-H no-lineal para el tanque del transformador; obviamente la simulación no-lineal requiere más recursos computacionales que el caso lineal, pero puede considerarse una opción factible pues se trata de simulaciones 2D.

5. RESULTADOS OBTENIDOS EN EL CASO DE LAS IMPEDANCIAS HOMOPOLARES MAGNETIZANTES

5.1. *Comparación entre los resultados de los modelos 2D y 3D*

5.1.1. *Geometrías analizadas*

Todos los transformadores analizados en el apartado 5.1 tienen la misma parte activa. Las variaciones estriban en las dimensiones del tanque, en la posición de la parte activa dentro del tanque, y en las propiedades de los materiales. La Tabla 5.1 indica las dimensiones principales de las geometrías 3D consideradas. El caso S de la Tabla 5.1 se estableció como caso base, considerando los siguientes datos geométricos para la posición de la parte activa dentro del tanque: $v_I=40\text{mm}$; $s_I=s_3=100\text{mm}$ (v_I , s_I y s_3 se muestran en la Fig. 4.1). El diámetro externo del arrollamiento más externo es 490mm.

En aras de la simplicidad, en los apartados 5.1.3 y 5.1.4 sólo se muestran resultados para el arrollamiento más externo (X_I y P_I).

Tabla 5.1. Dimensiones principales para las geometrías 3D (en mm).

	largo	ancho	alto
Núcleo	1250	250	900
Ventana del transformador	250	250	400
Tanque. Caso: Very Small (VS)	1690	690	1040
Tanque. Caso: Small (S; caso base)	1940	740	1040
Tanque. Caso: Large (L)	2190	790	1040
Tanque. Caso: Very Large (VL)	2390	840	1040

5.1.2. *Propiedades de los materiales*

Casi todos los casos analizados en el apartado 5.1 han sido simulados tomando una permeabilidad relativa del tanque (μ) igual a 200 y una conductividad eléctrica (σ) de 7×10^6 (Ω^{-1}/m). Esto implica que la profanidad de penetración (δ) en el acero del tanque es 1.9 mm a 50 Hz ($\delta=\{2/[\omega\mu\sigma]\}^{1/2}$; ω es la frecuencia angular). Las excepciones están en el apartado 5.1.5.3, en el que se muestra el efecto de las variaciones de δ sobre los resultados. Realmente la densidad de flujo magnético no es constante en el espesor de la pared del tanque; por lo tanto, μ no es constante. El problema no-lineal es relativamente complicado; por ello, en este trabajo se ha asumido un valor “equivalente” de μ (como también han hecho otros autores [4,6,45]).

Por otra parte, todas las simulaciones del capítulo 5 fueron realizadas con: a) un valor muy alto de la permeabilidad magnética del núcleo del transformador; b) una conductividad eléctrica nula para el núcleo y los arrollamientos del transformador, con el fin de evitar la aparición de corrientes de Foucault durante la simulación de dichos elementos. Las corrientes de Foucault en el núcleo pueden considerarse insignificantes pues el núcleo está formado por láminas delgadas de acero de alta permeabilidad magnética.

5.1.3. Comparación entre resultados de las simulaciones 2D y 3D-A

En esta comparación se representó exactamente la misma geometría con simulaciones axis-simétricas 2D y con simulaciones 3D. Para esta comparación se utilizó el caso base. La Tabla 5.2 muestra los resultados de la simulación 2D para diferentes valores de c_{MAX} (máxima longitud de los lados de las celdas del mallado del tanque). Para valores muy bajos c_{MAX} (0,5, 1 o 2 mm) se obtienen resultados precisos. Los resultados obtenidos con c_{MAX} igual a 8mm o 10 mm pueden ser considerados buenas aproximaciones. La Tabla 5.3 muestra ejemplos de los resultados con simulación 3D para la misma geometría (3D-A). Los resultados con c_{MAX} igual a 6mm o 9mm pueden ser considerados buenas aproximaciones. Por otra parte, los resultados 3D-A con $c_{MAX}=9\text{mm}$ son muy similares a los resultados 2D con $c_{MAX}=8\text{mm}$. Estos valores de c_{MAX} fueron, por lo tanto, seleccionados para comparar los resultados de las simulaciones 2D con simulaciones 3D de geometrías realistas (3D-R). La selección de estos valores de c_{MAX} es muy importante, con el fin de realizar las comparaciones siguientes de el apartado 5.1 sobre una base única y fiable.

Tabla 5.2. Ejemplo de resultados 2D para diferentes valores de c_{MAX} .

c_{MAX} (mm)	12	10	8	6	2	1	0.5
X_1 (%)	41.1	45.0	45.0	44.9	44.8	44.8	44.8
P_1 (kW)	41.3	31.1	31.1	30.7	28.1	28.0	28.0

Tabla 5.3. Ejemplo de resultados 3D-A para diferentes valores de c_{MAX} .

c_{MAX} (mm)	10	9	6
X_1 (%)	45.3	44.7	44.8
P_1 (kW)	35.0	31.6	30.1

5.1.4. Comparación entre resultados de las simulaciones 3D-R y 2D, sin usar aproximaciones

5.1.4.1. Efecto de la ubicación de la parte activa en el plano x-y

Para dos tamaños de tanque, se seleccionaron tres casos de ubicación de la parte activa en el plano x-y. Los resultados de las simulaciones 2D y 3D-R se muestran en la Tabla 5.4. Las variaciones de los resultados con las simulaciones 3D son mayores para el tanque de mayor tamaño y las máximas variaciones son de un 5% para X_1 y de un 17% para P_1 . Estas variaciones no pueden ser observadas con el modelo 2D porque la posición de la parte activa en el plano x-y no tiene influencia alguna en ninguno de los dos valores promedios analizados para la distancia horizontal entre el arrollamiento externo y el tanque (d_{AVG} , d_{AVG-2}). Los valores de X_1 calculados con el modelo 2D son mayores que los valores correspondientes con el modelo 3D. Como el valor calculado de X es mayor mientras mayor sea la distancia al tanque, esto implica que el valor “equivalente” de la distancia horizontal entre el arrollamiento externo y el tanque (d) es menor que el valor promedio usado en este caso (d_{AVG}). Estos resultados muestran que el modelo 2D, sin usar aproximaciones, no representa al modelo 3D y ello justifica la búsqueda de métodos aproximados 2D (cuyos resultados se asemejen a los resultados 3D).

Tabla 5. 4. Resultados 3D-R y 2D para variaciones en la posición de la parte activa en el plano x-y (los resultados 2D fueron calculados sin usar aproximaciones, con una distancia “equivalente” igual a d_{AVG}).

Tamaño del tanque	Valor calculado	2D	3D-R		
			$s_I = s_3 = 50\text{mm}$	$s_I = s_3 = 100\text{mm}$	Centrado en x-y
S	X_1 (%)	45.0	38.3	38.7	39.0
	P_1 (kW)	31.1	85.6	80.9	79.2
VL	X_1 (%)	49.5	39.5	40.2	41.4
	P_1 (kW)	24.9	81.0	74.5	68.5

Nota: todos los demás casos fueron simulados con $s_I=s_3=100\text{mm}$

5.1.4.2. Efecto del tamaño del tanque

Los resultados 3D de la Tabla 5.4 también indican que la reactancia se incrementa, y las pérdidas en el tanque disminuyen, cuando el tamaño del tanque aumenta. Los resultados 2D tienen el mismo comportamiento cualitativo, pero las proporciones entre los resultados para ambos tamaños de tanque son distintas en los casos 3D y 2D. Estos efectos se analizan de manera más detallada en el apartado 5.1.5.

5.1.4.3. Efecto de la posición de la parte activa en el eje z

La Tabla 5.5. muestra que la posición de la parte activa en el eje z tiene poca influencia en los resultados 3D y en los resultados 2D. Por lo tanto, esta variable no se analiza en la comparación entre los resultados de las simulaciones 3D y de los métodos aproximados 2D.

Tabla 5.5. Resultados 3D-R y 2D para variaciones de la posición de la parte activa en el eje z (los resultados 2D fueron calculados sin usar aproximaciones, con una distancia “equivalente” igual a d_{AVG}). Tanque: Small.

Modelo	2D			3D-R		
v_I (mm)	10	40	70	10	40	70
X_1 (%)	44.9	45.0	45.0	38.6	38.7	38.7
P_1 (kW)	33.5	31.1	30.5	83.8	80.9	80.1

Nota: todos los demás casos fueron simulados con $v_I=40\text{mm}$.

5.1.4.4. Comparación gráfica entre los resultados 3D-R y 2D sin usar aproximaciones

La Fig. 5.1 muestra los cuatro cortes que fueron seleccionados para una comparación gráfica entre los resultados de las simulaciones 3D en geometrías realistas (3D-R) y los resultados de simulaciones 2D sin usar aproximaciones. Las figuras 5.2 y 5.3 muestran ejemplos de resultados para los campos magnéticos y las pérdidas de potencia en el tanque, respectivamente, cuando la geometría del caso base (tanque: Small) es alimentada por el arrollamiento externo (es decir, para las condiciones correspondientes al cálculo de X_1 y P_1).

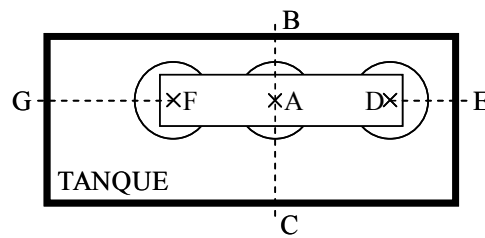


Fig. 5.1. Los segmentos AB, AC, DE y FG fueron seleccionados para la comparación gráfica entre los resultados de la simulación 3D y 2D sin aproximaciones, que se muestran en las Fig. 5.2 y 5.3.

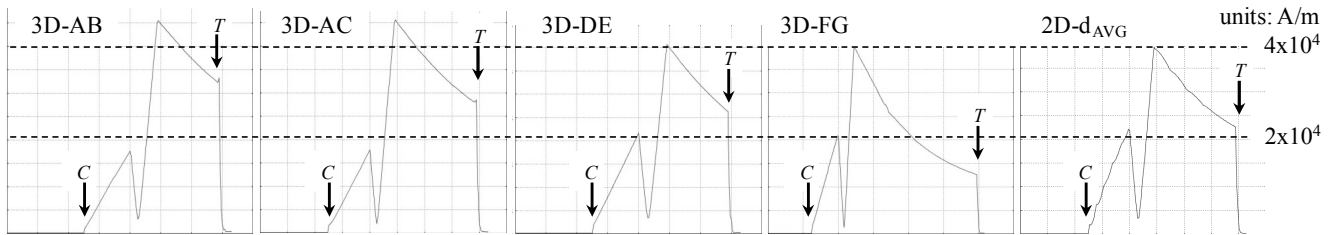


Fig. 5.2. Módulo del campo magnético, a la mitad de la altura de los arrollamientos, para los segmentos AB, AC, DE y FG (modelo 3D), y para el modelo 2D. C: límite del núcleo (core); T: límite del tanque.

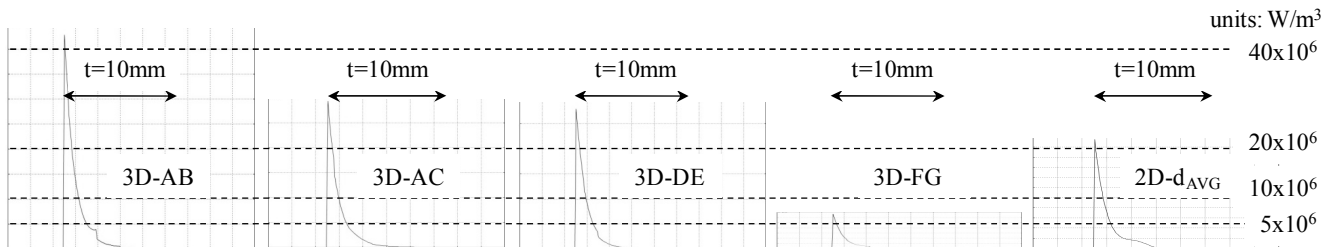


Fig. 5.3. Pérdidas de potencia en el tanque, a la mitad de la altura de los arrollamientos, para los segmentos AB, AC, DE y FG (modelo 3D), y para el modelo 2D. t: espesor de la pared del tanque.

5.1.5. Comparación entre resultados de las simulaciones 3D-R y los métodos aproximados 2D

La Tabla 5.6 muestra los resultados obtenidos con simulaciones 3D (columna 3D-R), que son los valores que se utilizan como referencia para los métodos aproximados 2D. Además, la Tabla 5.6 también muestra los resultados que se obtienen con simulaciones 2D, sin usar aproximación alguna.

Tabla 5.6. Resultados 3D-R y 2D para variaciones en el tamaño del tanque. Estos resultados 2D fueron calculados sin usar aproximaciones, con una distancia “equivalente” igual a d_{AVG} .

modelo	2D				3D-R			
tanque	VS	S	L	VL	VS	S	L	VL
X_1 (%)	41.6	45.0	47.7	49.5	36.9	38.7	39.7	40.2
P_1 (kW)	35.8	31.1	27.4	24.9	87.9	80.9	77.0	74.5
X_2 (%)	45.6	49.2	51.7	53.5	44.3	46.1	47.0	47.6
P_2 (kW)	33.5	29.4	26.2	23.9	85.2	78.6	75.0	72.6

5.1.5.1. Resultados con el método 1

Con el fin de obtener los resultados de la Tabla 5.6 usando modelos 2D, la distancia equivalente debe ser distinta para cada variable calculada. La Tabla 5.7 muestra las distancias equivalentes (d_{X1} , d_{X2} , d_{P1} , d_{P2}) requeridas para obtener un error nulo en cada una de las variables de interés (X_1 , X_2 , P_1 , P_2 , respectivamente). Por lo tanto: a) no hay un valor único de “distancia equivalente” para cada tamaño de tanque; b) las distancias equivalentes para aproximarse a los resultados de P_1 y P_2 son muy similares entre sí, y este hecho permite el uso de sólo una distancia equivalente para ambas (d_P).

Un valor aproximado de estas distancias equivalentes puede ser obtenido mediante la multiplicación de d_{AVG} (o d_{AVG-2}) por unos coeficientes. El uso de d_{AVG-2} produce errores levemente menores al usar tales coeficientes en los casos analizados. Los errores en X son menores al 2% y los errores en P son menores al 4% si se usan las siguientes aproximaciones: $d_{X1} = 0.4188 d_{AVG-2}$; $d_{X2} = 0.6610 d_{AVG-2}$; $d_P = 0.8372 d_{AVG-2}$. La Tabla 5.8 muestra los errores porcentuales obtenidos en cada caso.

Tabla 5.7. Distancias equivalentes para obtener error nulo usando el método 1.

Tanque	VS	S	L	VL
d_{X1} (mm)	47	66	77	83
d_{X2} (mm)	80	102	116	124
d_{P1} (mm)	91	121	153	180
d_{P2} (mm)	84	114	148	176

Tabla 5.8. Errores porcentuales en las variables calculadas (X_1 , X_2 , P_1 , P_2) aplicando el método 1 con las siguientes distancias equivalentes aproximadas: $d_{X1} = 0.4188 d_{AVG-2}$; $d_{X2} = 0.6610 d_{AVG-2}$; $d_P = 0.8372 d_{AVG-2}$.

Tanque	VS	S	L	VL
e_{X1} (%)	0.5	1.2	0.1	1.7
e_{X2} (%)	1.7	1.4	0.5	2.1
e_{P1} (%)	1.0	0.7	0.4	0.2
e_{P2} (%)	2.5	3.6	2.7	2.0

La principal importancia de este resultado es que muestra la necesidad de usar al menos tres “distancias equivalentes” para este método. Por lo tanto, no existe un valor único para la “distancia equivalente”. El significado físico de esto es que el tamaño requerido para el tanque en la representación axis-simétrica 2D es dependiente de la variable que se desea calcular. Las proporciones entre las distancias equivalentes requeridas y la distancia promedio entre el arrollamiento externo y el tanque

dependen de la geometría analizada. Por ejemplo, en los casos analizados en el apartado 5.1 no hay arrollamiento de regulación; sin embargo, en transformadores de potencia para subestaciones de distribución (como los que se analizan en el apartado 5.2) dicho arrollamiento suele estar presente y en éste no hay circulación de corriente para la posición nominal de la toma, lo que implica un mayor espacio equivalente entre los arrollamientos más externos de columnas adyacentes (por lo tanto, d_{X1} y d_{X2} son más similares entre sí, en tales casos).

5.1.5.2. Resultados con el método 2

De manera similar al método 1, con el método 2: a) un conjunto de constantes (K_{X1} , K_{X2} , K_{P1} , K_{P2}) puede ser hallado para obtener un error nulo en cada una de las variables de interés; b) unas constantes aproximadas pueden ser halladas para obtener un valor moderado del error; c) las constantes requeridas para calcular P_1 y P_2 son muy similares entre sí, lo que sugiere que sólo una constante (K_P) es realmente necesaria para ambas variables; d) un conjunto de constantes puede ser calculado usando d_{AVG} o d_{AVG-2} aunque el uso de d_{AVG-2} dio resultados con un error levemente menor. Los errores en X son menores al 3% y los errores en P son menores al 8% si se usa d_{AVG-2} en conjunto con las siguientes constantes para este método aproximado: $K_{X1}= 2.172$; $K_{X2}= 2.531$; $K_P= 2.700$. La Tabla 5.9 muestra los errores porcentuales obtenidos en cada caso. Los máximos errores obtenidos son levemente superiores a los correspondientes al método 1. Por lo tanto, ambos métodos deben ser comparados con los resultados derivados de las mediciones, como se realiza en el apartado 5.2.

Tabla 5.9. Errores porcentuales en las variables calculadas (X_1 , X_2 , P_1 , P_2) aplicando el método 2 con las siguientes constantes aproximadas: $K_{X1}= 2.172$; $K_{X2}= 2.531$; $K_P= 2.700$.

Tanque	VS	S	L	VL
e_{X1} (%)	2.9	1.7	0.8	3.0
e_{X2} (%)	2.6	1.3	0.8	2.7
e_{P1} (%)	7.8	5.3	0.2	4.3
e_{P2} (%)	4.2	2.3	2.2	6.3

5.1.5.3. Efecto del cambio en las propiedades de los materiales

Con el fin de analizar el efecto del cambio en las propiedades magnéticas de los materiales, se varió la permeabilidad magnética (μ) y la conductividad eléctrica (σ) del tanque para comparar tres casos con el caso base. Estos casos fueron seleccionados con una profundidad de penetración (δ) mayor que en el caso base para tener certidumbre con respecto a la buena precisión de los resultados usando el mismo mallado previo para el tanque. La Tabla 5.10 muestra las distancias equivalentes del método 1 y las

constantes del método 2 que permiten obtener un error nulo en cada uno de los casos analizados. Estos resultados muestran que las distancias equivalentes del método 1 y las constantes requeridas para el método 2 cambian cuando hay variaciones en las propiedades de los materiales. Sin embargo, si se utilizan las aproximaciones descritas en los apartados 5.1.5.2 y 5.1.5.3, el error máximo está en el orden del 11% con cada uno de los métodos aproximados. Esto implica que el uso de valores aproximados, independientes de las propiedades de los materiales, puede ofrecer una precisión razonable. Esta importante hipótesis es ratificada en el apartado 5.2 cuando se comparan los resultados de estos métodos 2D aproximados con los resultados derivados de las mediciones.

Tabla 5.10. Distancias equivalentes para el método 1, y constantes requeridas para el método 2, con el fin de obtener un error nulo para diferentes valores de las propiedades del acero del tanque (en el método 2 se utilizó la distancia promedio d_{AVG-2}).

Caso	μ	200	100	100	200
	σ (Ω^{-1}/m)	7×10^6	7×10^6	3.5×10^6	3.5×10^6
	δ (mm)	1.9	2.7	3.8	2.7
Método 1	d_{X1} (mm)	66	90	71	37
	d_{X2} (mm)	102	123	108	82
	d_{P1} (mm)	121	129	120	105
	d_{P2} (mm)	114	123	114	99
Método 2	K_{X1}	2.25	2.39	2.31	2.21
	K_{X2}	2.61	2.76	2.67	2.57
	K_{P1}	2.56	2.44	2.57	2.78
	K_{P2}	2.64	2.52	2.64	2.86

5.1.6. Principales conclusiones de la comparación entre modelos 2D y 3D

En los apartados precedentes se ha demostrado que la aplicación de modelos lineales aproximados 2D permite una buena estimación de los resultados que se obtienen con modelos lineales 3D. Las condiciones para comparar de manera apropiada los resultados de los modelos 2D y 3D se obtuvieron al obtener una precisión semejante al resolver la misma geometría axis-simétrica 3D con ambos modelos.

Algunos transformadores de dimensiones reducidas fueron simulados con el fin de analizar los factores que influyen sobre los resultados de las simulaciones. Para las mismas dimensiones de la parte activa del transformador y las mismas dimensiones del tanque en la geometría real 3D, se demostró que la posición de la parte activa en el plano x-y influye en los resultados. Dicha influencia no es muy grande, pero esa influencia no puede ser observada con los modelos 2D planteados pues la posición de la

parte activa en el plano x-y no influye en las distancias promedio entre la parte activa y el tanque (esas distancias promedio se requieren para los modelos 2D). Además se demostró que las separaciones verticales entre el núcleo y el tanque tienen un efecto despreciable en los resultados.

Se demostró que no existe un valor único de “distancia horizontal equivalente” (d_{EQ}) entre la parte activa del transformador y el tanque. Un valor distinto de d_{EQ} puede ser calculado para lograr que los resultados de cada variable calculada con el modelo 2D (reactancias y pérdidas en el tanque) se aproxime a los resultados que se obtienen con el modelo 3D. Sin embargo, también se demostró que el mismo valor de d_{EQ} pudiera ser usado para calcular las pérdidas en el tanque independientemente del arrollamiento estrella que este conectado a la fuente durante la prueba (el arrollamiento interno o el externo). Estos resultados fueron aprovechados para la formulación de uno de los modelos aproximados 2D.

Un método alternativo 2D fue formulado mediante la aplicación de una suma ponderada de las energías magnéticas en dos regiones del espacio analizado, para calcular las reactancias, y la aplicación de un simple factor de corrección para las pérdidas en el tanque.

El comportamiento de ambos métodos aproximados 2D es satisfactorio, al comparar sus resultados con simulaciones 3D. Por lo tanto, los resultados de ambos métodos 2D aproximados se comparan en el apartado 5.2 con los resultados que se derivan de las mediciones reales en transformadores de potencia.

Se demostró que las propiedades de los materiales influyen en las constantes que se requieren para estos métodos aproximados 2D. Sin embargo, también se demostró que se obtienen unos resultados razonablemente precisos si esta influencia no se tiene en cuenta. En realidad, la obtención de resultados precisos mediante la aplicación de constantes que sean independientes de las propiedades de los materiales es finalmente comprobada en el apartado 5.2, mediante la comparación de los resultados de los métodos aproximados 2D con los que se derivan de las mediciones.

5.2. Comparación entre los resultados de los modelos aproximados 2D y de las mediciones

5.2.1. *Aproximaciones óptimas de los resultados 2D a los resultados de las mediciones*

5.2.1.1. Datos procedentes de las mediciones

Para la validación de los modelos se requiere disponer de la reactancia homopolar y de las pérdidas en el tanque durante el ensayo. Los valores de Z_{0M} fueron determinados usando los procedimientos estandarizados para tal fin [1-3]. En los ensayos se midió la tensión, la intensidad y la potencia, lo que permitió calcular la reactancia (X) a partir de los valores de Z_{0M} .

Las pérdidas de potencia activa en el tanque (P) fueron calculadas a partir de las pérdidas totales medidas en el ensayo, restando las pérdidas en los arrollamientos. Las pérdidas en los arrollamientos fueron estimadas usando las resistencias correspondientes a las impedancias de secuencia directa medidas. En realidad, estos valores de resistencias en los arrollamientos incluyen el efecto de las pérdidas adicionales en los arrollamientos para las condiciones de las pruebas en secuencia directa, que no son exactamente las mismas que las condiciones para las pruebas de Z_{0M} porque la distribución de campo magnético en la región de los arrollamientos no es exactamente igual en uno y otro caso, pero esta diferencia tiene un efecto reducido en los resultados.

La realización de ensayos para determinar Z_{0M} en transformadores YNynd requiere aplicar al transformador tensiones y corrientes homopolares de valor elevado, manteniendo abierto el arrollamiento en triángulo. No es muy frecuente que los fabricantes realicen este tipo de ensayos, salvo que así se especifique en el contrato de compra del transformador. Debido a ello, para realizar este estudio tan sólo se ha dispuesto de las medidas correspondientes a dos transformadores. Las Tablas 5.11 y 5.12 muestran los resultados de Z_{0M} , X y P , derivados de las mediciones en los dos transformadores analizados, para diversos valores de la corriente por el neutro ($I_N=3I_0$; I_0 es la corriente de secuencia homopolar).

Tabla 5.11. Datos medidos en el transformador 1 (25MVA, 45kV/16.05kV/10kV).

Prueba (j)	Lado	$I_N \text{ (pu)} = 3 I_0$	$Z_{0M} \text{ (\%)}$	$X \text{ (\%)}$	$P \text{ (kW)}$
1	1	$I_{N1} = 0.3077$	75.05	69.89	71.32
2	1	$I_{N1} = 0.3620$	73.37	68.63	93.59
3	1	$I_{N1} = 0.4171$	71.97	67.55	118.93
4	1	$I_{N1} = 0.4742$	70.62	66.44	148.11
5	2	$I_{N2} = 0.2669$	87.34	82.66	52.48
6	2	$I_{N2} = 0.3042$	86.19	81.74	69.90
7	2	$I_{N2} = 0.3576$	84.19	79.99	92.78
8	2	$I_{N2} = 0.3963$	83.32	79.38	109.81

Tabla 5.12. Datos medidos en el transformador 2 (15MVA, 45kV/16.05kV/10kV).

Prueba (j)	Lado	$I_N \text{ (pu)} = 3 I_0$	$Z_{0M} \text{ (\%)}$	$X \text{ (\%)}$	$P \text{ (kW)}$
1	1	$I_{N1} = 0.2568$	88.25	80.36	39.76
2	1	$I_{N1} = 0.4060$	82.25	75.61	88.04
3	1	$I_{N1} = 0.4902$	79.22	73.17	120.35
4	2	$I_{N2} = 0.1236$	104.60	96.12	10.45
5	2	$I_{N2} = 0.1587$	102.69	94.65	16.63
6	2	$I_{N2} = 0.2028$	100.27	92.78	25.92

5.2.1.2. Propiedades del acero del tanque

La conductividad del acero del tanque (σ) se asume conocida, en ambos métodos. Considerando los diversos tipos de acero estructural, como los que se usan para el tanque de los transformadores, hay dos opciones principales para σ [242]: a) $5.85 \times 10^6 \text{ (}\Omega^{-1}\text{/m)}$, para los casos de acero comprendidos entre AISI 1015 y AISI 1025; b) $7.04 \times 10^6 \text{ (}\Omega^{-1}\text{/m)}$, para acero AISI 1008 o acero AISI 1010. Estas conductividades son a 20°C y en el presente trabajo no se considera su variación con respecto a la temperatura. Realmente, la aleación exacta del acero del tanque no es conocida; por lo tanto, se obtuvieron resultados con ambos valores de σ . Por otra parte, en el modelo lineal se requiere un valor constante de permeabilidad magnética relativa del acero del tanque (μ), que puede ser considerada como una “permeabilidad equivalente”. La permeabilidad equivalente del acero del tanque es diferente para cada prueba, porque la corriente (y, por ende, la saturación de las paredes del tanque) es diferente para cada prueba. Llamando μ_j a la permeabilidad en la prueba j, y M al número de pruebas, es posible considerar un vector de valores de μ : $\underline{\mu} = [\mu_1, \mu_2, \dots, \mu_M]$

5.2.1.3. Parámetros a calcular

Los parámetros a calcular son: d_{X1} , d_{X2} , d_P y $\underline{\mu}$ para el método 1; y K_{X1} , K_{X2} , K_P y $\underline{\mu}$ para el método 2. El objetivo del cálculo es minimizar la diferencia entre las reactancias y pérdidas en el tanque proporcionadas por los modelos con respecto a los valores obtenidos a partir de las mediciones. La función objetivo que se utiliza para el proceso de optimización es el promedio de los valores absolutos de los errores porcentuales (e_{AVG}). En el apartado 5.1 se indicó que los errores obtenidos son ligeramente inferiores menores utilizando d_{AVG-2} como distancia promedio entre el arrollamiento externo y el tanque; por lo tanto, este valor promedio es el que se utiliza en el apartado 5.2.

5.2.1.4. Resultados óptimos con ambos métodos aproximados

La Tabla 5.13 muestra los resultados obtenidos para el promedio de los valores absolutos de los errores porcentuales (e_{AVG}), así como los valores máximos de los valores absolutos de los errores porcentuales (e_{MAX}), para los dos transformadores analizados, con ambos métodos de aproximación, y con ambos valores asumidos para la conductividad eléctrica del tanque (σ). Los errores obtenidos para ambos valores de σ son bastante bajos. En aras de la simplicidad, los resultados restantes son mostrados solamente para $\sigma=7.04 \times 10^6$ (Ω^{-1}/m) ya que error promedio total es ligeramente más bajo con este valor. Sin embargo, es posible obtener un error de aproximación muy bajo con ambos valores de σ . La Tabla 5.14 muestra los parámetros óptimos obtenidos en el proceso de optimización. Es importante resaltar que los valores estimados de $\underline{\mu}$ son muy similares con ambos métodos (así como con ambos valores de σ).

El valor de d_{X1} en el método 1 es similar a d_{X2} para el transformador 1, pero no para el transformador 2. El valor de K_{X1} en el método 2 es muy cercano al valor de K_{X2} en ambos casos, y las variaciones en los resultados de K_{X1} y K_{X2} son muy pequeñas. Por otra parte, las variaciones en los resultados de d_P son mayores que las variaciones en los resultados de K_P . Por lo tanto, una estimación de estos parámetros auxiliares, cuando no son conocidos, es más sencilla en el método 2 que en el método 1. Esto es importante cuando no hay valores medidos de Z_{0M} .

Tabla 5.13. Errores obtenidos con los parámetros óptimos.

Unidad	$\sigma_1=5.85 \times 10^6$ (Ω^{-1}/m)				$\sigma_1=7.04 \times 10^6$ (Ω^{-1}/m)			
	Método 1		Método 2		Método 1		Método 2	
	e_{AVG}	e_{MAX}	e_{AVG}	e_{MAX}	e_{AVG}	e_{MAX}	e_{AVG}	e_{MAX}
1	0.29%	1.60%	0.09%	0.53%	0.24%	0.80%	0.10%	0.58%
2	0.45%	2.28%	0.08%	0.39%	0.31%	1.39%	0.09%	0.48%

Tabla 5.14. Parámetros obtenidos con $\sigma_T = 7.04 \times 10^6 (\Omega^{-1}/m)$.

Unidad	Método	Parámetros óptimos
1	1	$\underline{\mu} = [187.28, 165.21, 148.30, 135.20, 230.82, 215.02, 193.21, 176.49]$ $d_{X1}=0.6339d_A; d_{X2}=0.6158d_A; d_P=0.2963d_A$
	2	$\underline{\mu} = [180.58, 157.27, 140.29, 127.68, 214.36, 197.73, 178.16, 161.92]$ $K_{X1}=2.0879; K_{X2}=2.1042; K_P=3.4734$
2	1	$\underline{\mu} = [452.03, 319.00, 267.30, 753.27, 688.64, 607.95]$ $d_{X1}=0.5898d_A; d_{X2}=0.5212d_A; d_P=0.2388d_A$
	2	$\underline{\mu} = [451.37, 314.50, 260.64, 725.86, 653.93, 569.03]$ $K_{X1}=2.1142; K_{X2}=2.1676; K_P=4.4189$

5.2.1.5. Proceso de búsqueda de los parámetros óptimos

Para la búsqueda de los parámetros óptimos resulta útil tener un conocimiento cualitativo del comportamiento de X y de P en función de d y de μ . Las figuras 5.4 y 5.5 muestran un ejemplo de tal comportamiento para el transformador 1, mediante el uso de simulaciones 2D (sin usar los métodos aproximados). Por otra parte, es necesario resaltar que el proceso de búsqueda de los parámetros óptimos resultó más sencillo para el método 2 que para el método 1.

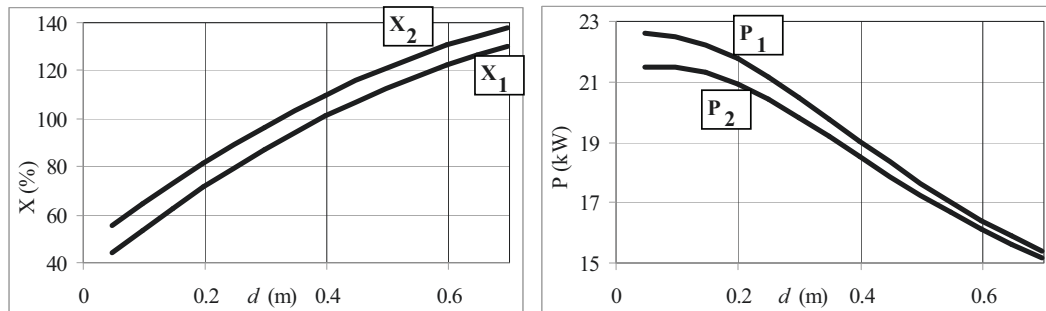


Fig. 5.4. Ejemplo del efecto de las variaciones de d sobre los resultados lineales 2D, sin usar métodos aproximados (caso: transformador 1, $\mu=180$, $\sigma_T=7.04 \times 10^6 (\Omega^{-1}/m)$, $I_N=0.3077pu$).

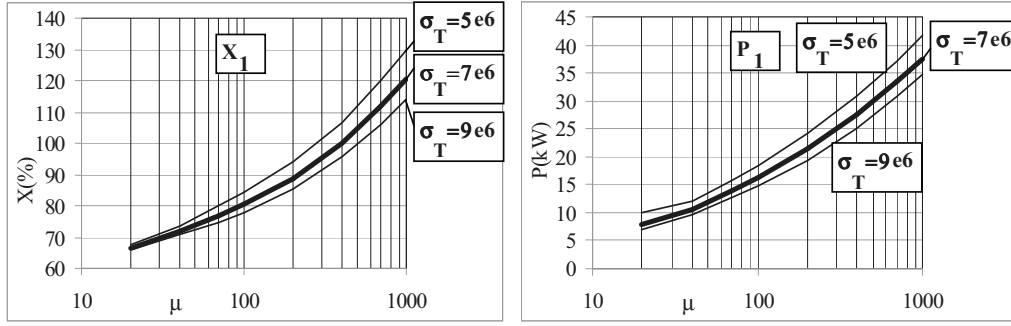


Fig. 5.5. Ejemplo del efecto de las propiedades del acero del tanque sobre los resultados lineales 2D, sin usar métodos aproximados (caso: transformador 1, $d=d_A=0.298m$, $I_N=0.3077pu$, σ_T in Ω^1/m).

5.2.1.6 Método recomendado

Como se indicó en el apartado 5.2.1.4, ambos métodos permiten obtener resultados precisos. Sin embargo, el método 2 es preferido porque: a) la estimación de los parámetros auxiliares requeridos es más simple; b) la convergencia a los parámetros óptimos es más rápida; c) los errores obtenidos son levemente inferiores.

5.2.1.7 Dependencia de la permeabilidad magnética del tanque con respecto a las corrientes

Para analizar la dependencia de la permeabilidad magnética del tanque (μ) con respecto a las corrientes se ha utilizado el método 2 ya que es el método recomendado. La permeabilidad magnética tiende a seguir una curva en función de la corriente de neutro (I_N), como se muestra en la Fig. 5.6. Por otro lado, los valores de μ tienden a ser mayores cuando el arrollamiento conectado a la fuente durante la medición es el externo.

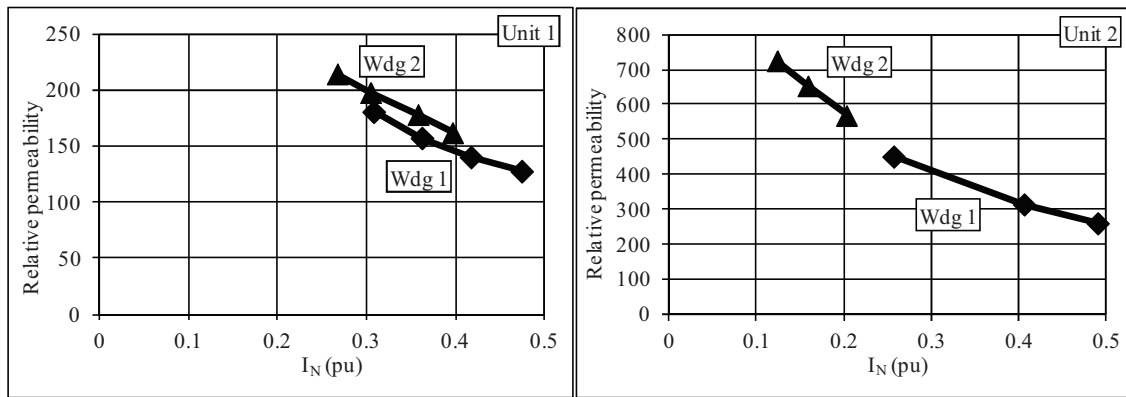


Fig. 5.6. Permeabilidad magnética equivalente del tanque en función del valor en por unidad de la corriente de neutro I_N ($I_N = 3I_0$). Wdg 1 y Wdg 2 son los arrollamientos externos e internos, respectivamente.

La fuerza magnetomotriz del arrollamiento conectado a la fuente es $N_1 I_{01}$ o $N_2 I_{02}$, dependiendo de cuál arrollamiento está conectado a la fuente durante la prueba (N_1 y N_2 son los números de espiras; I_{01} e I_{02} son las corrientes homopolares). Esta fuerza magnetomotriz es la misma para un valor en por unidad de I_N dado, independientemente del arrollamiento conectado a la fuente durante la prueba. Sin embargo, el arrollamiento externo está más cercano al tanque; por ello, para un mismo valor en por unidad de I_N , el campo magnético en el tanque tiende a ser mayor cuando el arrollamiento externo está conectado a la fuente y este hecho implica una menor permeabilidad magnética para el tanque.

La fuerza magnetomotriz del arrollamiento conectado a la fuente ($N_1 I_{01}$ o $N_2 I_{02}$) tiende a ser similar a la corriente en el tanque (I_T). Sin embargo, no hay un balance exacto entre ambas fuerzas magnetomotrices; es decir, I_T no es exactamente igual a $N_1 I_{01}$ (o $N_2 I_{02}$) porque no hay una trayectoria ferromagnética cerrada para los flujos magnéticos homopolares. La Fig. 5.7 muestra el cociente de I_T entre $N_1 I_{01}$ (o $N_2 I_{02}$) para los puntos correspondientes a las pruebas que se muestran en la figura 5.6. Este cociente es mayor para el caso del transformador 1 porque en este caso el tanque está proporcionalmente más cerca de la parte activa.

Es interesante notar que las reactancias calculadas presentan una sensibilidad reducida frente a la permeabilidad magnética del tanque. Por ejemplo, para variaciones de la permeabilidad desde 450 hasta 260 en el transformador 2 (Fig. 5.6, arrollamiento 1), la variación correspondiente de la reactancia es únicamente un 10% (Tabla 5.12). Una consecuencia de este hecho es que errores relativamente grandes en la estimación de μ tienen un efecto relativamente reducido en los resultados calculados de la reactancia.

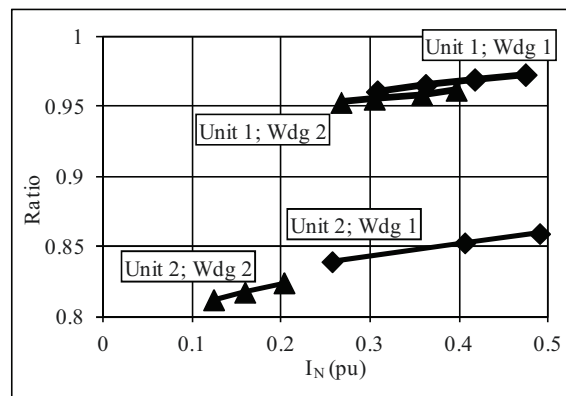


Fig. 5.7. Cociente de la corriente en el tanque (I_T) entre la fuerza magnetomotriz en los arrollamientos ($N_1 I_{01}$ o $N_2 I_{02}$), para los puntos correspondientes a las pruebas que se muestran en la Fig. 5.6.

5.2.2. Aplicación del método 2 cuando no hay valores de P medidos

La medida de la potencia activa durante las pruebas para la determinación de la impedancia homopolar no es obligatoria, según las normas internacionales actuales [1-3]. Por lo tanto, resulta de utilidad tener un método alternativo cuando los valores de P no están disponibles. Este problema es distinto al anteriormente planteado. Cuando los valores de P han sido medidos hay $2M$ datos (M es el número de pruebas) y el número de incógnitas es $M+3$ (M valores de μ y 3 parámetros auxiliares; por ejemplo, K_{X1} , K_{X2} y K_P , para el caso del método 2). Este hecho permite hallar los valores óptimos de los parámetros para minimizar el error de la aproximación. En cambio, cuando sólo se mide el módulo de Z_{0M} , el número de datos es M , y no es práctico usar μ más algunos parámetros adicionales porque la dimensión de μ es M y, por lo tanto, el número de incógnitas sería siempre mayor que el número de datos disponibles. Este hecho sugiere que el método alternativo debe ser sustancialmente distinto, con el fin de reducir el número de parámetros a determinar.

Una solución es el uso de una expresión que proporcione μ en función de I_N (o de I_0). La Fig. 5.6 muestra que esta función tendría un comportamiento decreciente para valores de I_N suficientemente elevados. Sin embargo, para valores de I_N muy reducidos, μ tiene un comportamiento creciente en función de la intensidad de campo magnético aplicado, tal como se muestra en la Fig. 5.8 (que ha sido tomada de [6]). En el rango que tiene mayor interés en la práctica, los valores de Z_{0M} decrecen cuando I_N crece, con lo que se puede utilizar una simple función decreciente para expresar μ en función de I_N . En aras de la simplicidad, se eligieron las siguientes funciones:

$$\mu_{X1} = K_A + K_I/I_0 \quad (5.1)$$

$$\mu_{X2} = K_2 (K_A + K_I/I_0) \quad (5.2)$$

μ_{X1} : permeabilidad magnética relativa para el caso de X_1 .

μ_{X2} : permeabilidad magnética relativa para el caso de X_2 .

K_2 , K_A , K_I : constantes para las funciones.

Por lo tanto, al aplicar el método 2, los parámetros a calcular son: K_2 , K_A , K_I , K_{X1} , K_{X2} .

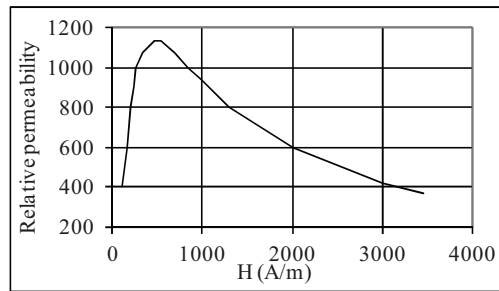


Fig. 5.8. Ejemplo de permeabilidad magnética del acero estructural (reproducción de la figura 3.22 de [6]). En las ecuaciones (5.1) y (5.2) se asume que μ está en la parte decreciente de este tipo de curvas.

Las reactancias calculadas deben ser comparadas con datos procedentes de las mediciones. Sin embargo, en este caso se está suponiendo que no hay valores de P medidos, por lo que no es inmediato obtener el valor de la reactancia magnetizante a partir de la impedancia. A falta de un valor más preciso se puede tomar que las reactancias son $Z_{0M} \times \sin(69^\circ)$, para los fines del apartado 5.2.2. El uso de este ángulo es una buena aproximación para estos casos porque proporciona valores de X que difieren de los valores medidos en menos de un 2.5%.

La Tabla 5.15 muestra los resultados óptimos para este caso. K_{X1} es distinto de K_{X2} para el transformador 2, con la solución óptima mostrada, pero una solución con un nivel de precisión suficientemente bueno se obtiene imponiendo la condición $K_{X1}=K_{X2}$. La Tabla 5.15 muestra que también se obtienen errores aceptables cuando se asume que P no ha sido medido. Sin embargo, cuando P no ha sido medido: a) los parámetros a ser estimados son menos predecibles; b) la búsqueda de los resultados óptimos es más dificultosa porque la función que define μ es altamente no lineal; c) algunos errores individuales podrían ser relativamente grandes porque algunas medidas podrían estar cerca del valor pico para μ , donde la función seleccionada no es una buena aproximación (esto ocurre, por ejemplo, en el caso del arrollamiento 2 del transformador 2). Por lo tanto, estos resultados muestran que el método 2 puede ser usado cuando no hay valores medidos de P , pero también muestran que se obtienen mejores resultados cuando las medidas de P son consideradas.

Tabla 5.15. Resultados óptimos, asumiendo que los valores de P no han sido medidos.

Unidad	Errores	Parámetros óptimos
1	$e_{AVG} = 0.10\%$ $e_{MAX} = 0.32\%$	$K_2=0.9816$; $K_A=12.229$; $K_I=16.188$ $K_{X1}=2.1226$; $K_{X2}=2.1236$
2	$e_{AVG} = 0.51\%$ $e_{MAX} = 1.15\%$	$K_2=0.3095$; $K_A=32.780$; $K_I=39.144$ $K_{X1}=2.1618$; $K_{X2}=3.0401$

5.2.3. Procedimiento propuesto para el cálculo de Z_{0M} cuando no se dispone de medidas

5.2.3.1. Límites del procedimiento propuesto

Un procedimiento basado en métodos lineales 2D es útil para determinar los valores de Z_{0M} a partir de las dimensiones geométricas, cuando no hay valores de Z_{0M} medidos. El procedimiento propuesto en este apartado está basado en los resultados de los dos transformadores analizados, construidos por distintos fabricantes. Debido a esto, es importante resaltar algunas características de tales unidades. Ambas unidades son transformadores YN_ynd con tienen cambiador de tomas en carga, y las medidas mostradas corresponden a la posición nominal del cambiador de tomas (es decir, sin circulación de

corriente en el arrollamiento de regulación). Este hecho implica la existencia de un espacio para el cambiador de tomas en carga, dentro del tanque del transformador, y de un espacio para el arrollamiento de regulación (que es externo al arrollamiento 1, que es el arrollamiento en estrella más externo, en ambas unidades). Estas características son comunes en transformadores para las subestaciones de distribución, que conectan al sistema de transmisión de alta tensión con la red de distribución en media tensión.

5.2.3.2. Permeabilidad magnética en función de la corriente en el tanque

Con el fin de tener una curva simple, independiente del transformador, se probaron diferentes posibilidades usando los datos de la Fig. 5.6. La mejor opción para la estimación de μ fue mediante el uso del cociente I_T/l_T (I_T es la corriente en el tanque, y l_T es la longitud del tanque para el modelo 2D; es decir, en la Fig. 4.3, $l_T=h+w$). La Fig. 5.9 muestra el comportamiento de μ en función de I_T/l_T . Una estimación gruesa se obtiene expresando μ como $\mu=K/(I_T/l_T)$. Esta estimación gruesa no debe extrapolarse para $\mu>1000$ ni para $\mu<100$, aproximadamente, porque fuera de este rango no hay mediciones (μ debiera ser una función creciente para bajos valores de I_T/l_T , y μ se debiera saturar a un valor aproximadamente constante para altos valores de I_T/l_T).

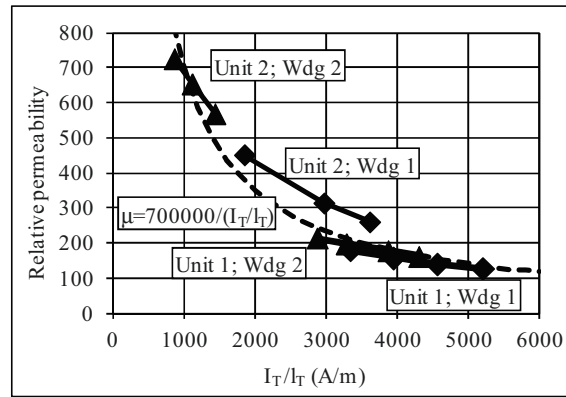


Fig. 5.9. Permeabilidad magnética del tanque, en función de I_T/l_T , para los puntos de prueba mostrados en la Fig. 5.6. La línea punteada es una función aproximada ($\mu=K/(I_T/l_T)$; $K=700000\text{A/m}$, su uso se sugiere sólo para $100<\mu<1000$, aprox.).

5.2.3.3. Estimación de μ cuando no hay valores medidos de Z_{0M}

Para estimar el valor de μ usando la Fig. 5.9, se requiere estimar primero la corriente en el tanque (I_T). La Fig. 5.7 muestra el resultado del cociente de I_T entre N_1I_{01} (o N_2I_{02}), para los puntos de las pruebas mostrados en la Fig. 5.6. Por lo tanto, una estimación gruesa de I_T se puede tener si se multiplica el valor conocido de N_1I_{01} (o N_2I_{02}) por 0,9. Obviamente, esto no es una estimación precisa de la corriente en el tanque, pero este valor únicamente es necesario para estimar μ a partir de la Fig. 5.9, que a su vez sólo permite una estimación gruesa del valor de μ ; por lo tanto, esta estimación es

suficientemente buena para ello. Es importante recordar que en el apartado 5.2.1.7 se mostró que la sensibilidad del valor de las reactancias con respecto al valor de μ es relativamente pequeña.

5.2.3.4. Procedimiento propuesto

Con el método 2, la Tabla 5.14 muestra que K_{X1} y K_{X2} tienden a estar entre 2.09 y 2.17, y K_P tiende a estar entre 3.47 y 4.42. Por lo tanto, cuando los valores de Z_{0M} no se conocen, un valor promedio puede ser sugerido para cada caso ($K_{X1} \approx K_{X2} \approx 2.13$, y $K_P \approx 3.95$). El procedimiento para estimar μ consiste en los siguientes pasos: a) usar el procedimiento del apartado 5.2.3.3 para estimar el valor de la corriente en el tanque; b) usar la Fig. 5.9 para estimar μ .

Este procedimiento proporciona los resultados de la Tabla 5.16 (e_{MAX-X} es el máximo valor absoluto de los errores porcentuales para el caso de las reactancias de cada transformador, y e_{MAX-P} es el valor correspondiente para P). Los resultados de la Tabla 5.16 pueden ser vistos como una estimación aceptable de estos valores no-lineales, si no hay valores medidos de Z_{0M} (e_{MAX-X} está en el orden del 5% y e_{MAX-P} está en el orden del 20%).

Tabla 5.16. Errores obtenidos con el método 2, $K_{X1}=K_{X2}=2.13$, $K_P=3.95$, $\mu=K/(I_T/I_T)$, y $K=700000A/m$.

Unidad 1			Unidad 2		
e_{AVG}	e_{MAX-X}	e_{MAX-P}	e_{AVG}	e_{MAX-X}	e_{MAX-P}
11.8%	5.1%	23.4%	11.3%	4.5%	20.6%

5.2.4. Resultados con un modelo no-lineal

Las propiedades magnéticas del acero dependen de varios factores, tales como el contenido de carbón, el tratamiento mecánico y el tratamiento térmico del acero [242]. La curva específica μ -H del acero del tanque de los transformadores analizados no está disponible. Una curva μ -H genérica, disponible en el software usado para cálculo de campos magnéticos [241] fue aplicada, mediante el uso de simulaciones armónicas temporales. Evidentemente, esta simulación requiere más recursos computacionales que el modelo lineal, pero podría considerarse aún manejable por ser una simulación 2D. La aplicación de esta curva no-lineal μ -H, en conjunto con el método 2, produce los resultados que se muestran en la Tabla 5.17. Estos resultados muestran que el uso de K_X y K_P son también útiles para obtener resultados precisos con un modelo 2D que use una curva no-lineal μ -H (aunque esta curva específica no incluye la parte creciente de la función, correspondiente a valores bajos de la intensidad de campo magnético, H).

Tabla 5.17. Errores obtenidos con el método 2, la curva no-lineal μ -H que está directamente en el software de cálculo empleado [241], y los valores óptimos hallados para $K_{X1}=K_{X2}$ y para K_P .

Unidad 1 ($K_{X1}=K_{X2}=2.15, K_P=2.78$)			Unidad 2 ($K_{X1}=K_{X2}=2.46, K_P=4.17$)		
e_{AVG}	e_{MAX-X}	e_{MAX-P}	e_{AVG}	e_{MAX-X}	e_{MAX-P}
0.8%	1.1%	2.9%	0.9%	2.3%	1.7%

Por otra parte, si se usa un valor promedio de las constantes ($K_{X1}=K_{X2}=2.30, K_P=3.47$) para el caso en el cual los valores medidos de Z_{0M} no estuvieran disponibles, los errores obtenidos son del mismo orden de magnitud que los mostrados en la Tabla 5.16 (e_{MAX-X} está en el orden del 5% y e_{MAX-P} está en el orden del 20%). Por lo tanto, este procedimiento puede ser también considerado como una estimación aceptable cuando no hay valores medidos de Z_{0M} .

Es necesario destacar que los valores hallados para las constantes (K_X y K_P) son distintos para el caso lineal y no-lineal. Este hecho está relacionado con la principal diferencia entre ambos métodos: la permeabilidad magnética es un valor equivalente en el caso lineal (idéntico para todos los puntos de la geometría del tanque), mientras que en el caso no-lineal la permeabilidad magnética del tanque es calculada para muchos puntos de la geometría del tanque (es decir, para las celdas del mallado).

5.2.5. Resultados con el método descrito en el libro de Kulkarni y Khaparde [6]

En [6], el valor de Z_{0M} es calculado como si fuese una reactancia de dispersión, en función de la geometría 2D del transformador. Esta reactancia calculada corresponde al valor cuando la tensión homopolar (V_0) es 0% y 100%. La no linealidad es considerada usando un factor de corrección en función de V_0 , tomado de una curva empírica (dicha curva se muestra en la Fig. 2.28). Este método también requiere del uso de una “distancia equivalente” entre el arrollamiento más externo y el tanque. Los resultados de la Fig. 5.10 fueron calculados con la geometría de los transformadores 1 y 2, considerando la misma distancia equivalente que se ha empleado en el resto del apartado 5.2 (d_{AVG-2}). Cualitativamente, este método produce resultados que tienen la virtud de estar en el mismo orden de magnitud que los resultados medidos (aunque no sean precisos) y de producir valores de X_2 mayores que X_1 , como realmente ocurre con los valores medidos.

Para el caso del transformador 1, se puede usar otra distancia equivalente para mejorar el ajuste entre los valores medidos y calculados. Por ejemplo, si se usara $d=167\text{mm}$ y $d=186\text{mm}$ para calcular X_1 y X_2 , respectivamente, habría una mejora en los resultados, pero tales distancias están muy alejadas de un

valor promedio para la distancia equivalente ($d_{AVG-2}=298\text{mm}$, para el transformador 1). Por otra parte, los máximos valores de reactancia se obtienen para un valor de $V_0=6.5\%$ (como se observa en la Fig. 2.28), pero los valores medidos en el transformador 2 muestran claramente que el valor máximo de reactancia se produce para un valor más bajo de V_0 . Estos hechos justifican la recomendación indicada en ese libro [6], acerca de usar métodos numéricos para el cálculo de campos magnéticos (como se ha realizado en el presente trabajo), con el fin de obtener valores más precisos, y el presente trabajo es una contribución en dicho sentido.

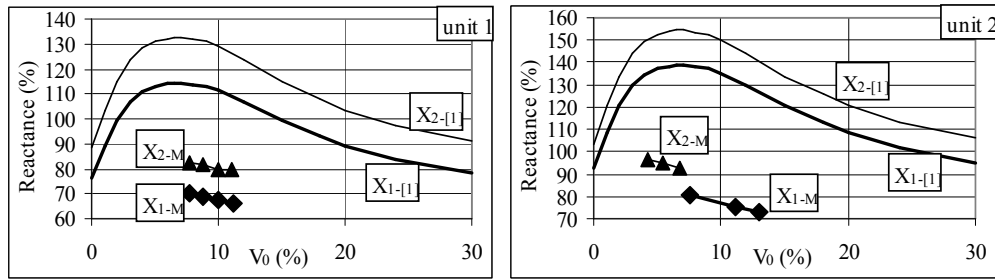


Fig. 5.10. Resultados de reactancia aplicando el método descrito en [6]. X_{1-M} y X_{2-M} son los valores medidos, y $X_{1-[1]}$ y $X_{2-[1]}$ son los valores estimados correspondientes, usando el método descrito en [6].

5.2.6. Principales conclusiones de la comparación entre modelos aproximados 2D y valores medidos

Los resultados de dos métodos aproximados 2D para calcular Z_{0M} en transformadores trifásicos de tres columnas fueron comparados con los resultados derivados de las medidas. Para ambos métodos aproximados, que están basados en modelos lineales 2D y que fueron descritos en el apartado 5.1, se halló el mejor conjunto de parámetros para minimizar el error de aproximación a los resultados derivados de las medidas, y se obtuvieron resultados precisos con ambos métodos. Uno de estos métodos se considera más recomendable debido a que proporciona: a) mayor facilidad para estimar los parámetros requeridos; b) convergencia más rápida a los resultados óptimos; c) errores levemente menores.

La información sobre la reactancia (X) y las pérdidas en el tanque (P) obtenidas a partir de las pruebas para determinar Z_{0M} fue usada para ajustar los parámetros requeridos en ambos métodos aproximados. Se mostró que el método recomendable también podría ser aplicado cuando los resultados de P no han sido medidos; sin embargo, los mejores resultados se obtienen cuando las mediciones de P están disponibles.

Se desarrolló un método aproximado para estimar la permeabilidad equivalente del tanque. Este método puede ser útil cuando no hay valores medidos de Z_{0M} . Con este método se obtuvo un error

moderado para los casos probados: los máximos errores obtenidos están en el orden del 5% para las reactancias y del 20% para las pérdidas en el tanque.

Se mostró que el método recomendable también puede ser aplicado con un modelo no-lineal 2D, que usa una curva no-lineal para la permeabilidad magnética del tanque en función del campo magnético. Cuando no hay valores medidos de Z_{0M} , se obtiene un error moderado con este método no lineal, el cual es similar al del modelo lineal 2D (los máximos errores obtenidos están en el orden del 5% para las reactancias y del 20% para las pérdidas en el tanque).

El método 2 requiere tres constantes auxiliares (K_{X1} , K_{X2} , K_P), pero K_{X1} se puede tomar igual a K_{X2} sin que se incremente significativamente el error de aproximación. Los valores óptimos requeridos para estas constantes no son exactamente iguales para el caso lineal y el no-lineal. Sin embargo, en general, los valores obtenidos para K_{X1} ($K_{X1}=K_{X2}$) son levemente mayores que 2, y los valores obtenidos para K_P son mayores que 3.

El método propuesto para estimar Z_{0M} cuando no hay valores medidos podría ser útil para transformadores similares a las dos unidades analizadas (es decir, para subestaciones de distribución, con espacio para el cambiador de tomas en carga y para el arrollamiento de regulación, y sin shunts magnéticos adosados al tanque).

6. MÉTODO PARA LA DETERMINACIÓN DE LAS IMPEDANCIAS HOMOPOLARES DE CORTOCIRCUITO

En el presente capítulo se describe el método empleado en esta tesis para el cálculo de las impedancias homopolares de cortocircuito de los transformadores trifásicos de 3 columnas y en el capítulo 7 se presentan los resultados correspondientes. Una síntesis de ambos capítulos ha sido publicada en el artículo “Application of 2D linear modeling for computing zero-sequence short-circuit impedances of 3-phase core-type transformers” [Sorrentino-Burgos, IEEE/PWRD-2015].

Las impedancias homopolares de cortocircuito (Z_{0SC}) de los transformadores trifásicos de 3 columnas también debieran ser obtenidas mediante simulaciones 3D, debido a que la geometría de estos transformadores no tiene simetrías que permitan obtener una perfecta representación 2D. Sin embargo, como se mencionó en el caso de las impedancias homopolares magnetizantes (Z_{0M}), las simulaciones 3D requieren enormes recursos computacionales. Los trabajos previos sobre este tema se han basado en el uso de representaciones 2D simplificadas [6,46,57]. La no linealidad de Z_{0SC} rara vez ha sido considerada; sólo [7] y [46] muestran que la corriente medida durante la prueba tiene alguna influencia en el valor medido de Z_{0SC} . En el presente trabajo se analiza el efecto de la no linealidad de Z_{0SC} .

Como se indicó en el capítulo 2, en el libro de Kulkarni y Khaparde [6] se estima Z_{0SC} modificando los valores de secuencia directa mediante el uso de coeficientes que se obtienen con proporciones entre los valores de Z_{0M} correspondientes. Ngnegueu, Mailhot, Munar y Sacotte [46] estimaron el valor de Z_{0SC} de un transformador en conexión Dyn mediante el uso del método de los elementos finitos 2D y el problema principal, relacionado con la determinación de las corrientes en cada arrollamiento y en el tanque, es adecuadamente mencionado. Penabad, López y Álvarez [57] estimaron los valores de Z_{0SC} de un transformador en conexión YNynd usando el método de elementos finitos 2D, pero el artículo no proporciona los detalles necesarios sobre el modo de obtenerlos.

El componente resistivo de Z_{0SC} no ha sido analizado en la literatura previa sobre el tema. Las pérdidas de potencia activa durante la prueba para determinar Z_{0SC} dependen de la corriente en cada arrollamiento (algunas de las cuales son las principales incógnitas del problema, ya que no son conocidas a priori) y de las pérdidas en el tanque.

Como se describió detalladamente en el capítulo 3, hay seis posibles mediciones de Z_{0SC} en un transformador YNynd: Z_{1-S} , Z_{2-S} , Z_{1-O-D} , Z_{2-O-D} , Z_{1-S-D} y Z_{2-S-D} . En esta notación, el primer subíndice indica

cuál arrollamiento estrella está conectado a la fuente durante la prueba (1 para el arrollamiento externo; 2 para el arrollamiento interno), el segundo subíndice indica la conexión del otro arrollamiento estrella durante la prueba (S: cortocircuitado; O: abierto), y el tercer subíndice indica si el terciario está cerrado (D) o no (ausencia del tercer subíndice). Los cuatro primeros valores (Z_{1-S} , Z_{2-S} , Z_{1-O-D} , Z_{2-O-D}) corresponden a ensayos en los que circula corriente homopolar en sólo dos arrollamientos, mientras que los dos restantes (Z_{1-S-D} , Z_{2-S-D}) corresponden a ensayos en los que circula corriente homopolar en los tres arrollamientos.

Por otra parte, en este capítulo se analizan las dos configuraciones descritas en el capítulo 3 con respecto a la posición del arrollamiento terciario (en triángulo). El arrollamiento en triángulo puede ser el arrollamiento más interno (configuración T21) o el más externo (configuración 21T).

En el presente trabajo se emplean métodos lineales 2D para la estimación de Z_{0SC} . El procedimiento para obtener Z_{0SC} tiene dos pasos: a) la búsqueda de las corrientes en cada arrollamiento y en el tanque; b) el uso de un método, desarrollado previamente para el caso de Z_{0M} , para aproximar los resultados 2D a los resultados de la geometría 3D.

6.1. *Geometrías analizadas*

Las geometrías analizadas son similares a las descritas para el caso de Z_{0M} ; sin embargo, algunos transformadores analizados para la determinación de Z_{0SC} tienen shunts magnéticos adosados a las paredes del tanque. En el caso de Z_{0M} no se disponía de información sobre ensayos a transformadores con shunts magnéticos adosados a las paredes del tanque; por lo tanto, hubiera sido imposible verificar los resultados de simulación con resultados derivados de las medidas en fábrica.

La Fig. 6.1 describe las geometrías 2D y 3D analizadas. Como se indicó en el caso de Z_{0M} , para el modelo axis-simétrico 2D es necesario definir una distancia equivalente horizontal entre el arrollamiento más externo y el tanque (d), y hay varios valores promedios que pudieran ser empleados. En el caso de Z_{0SC} , en este trabajo se empleó la distancia que hace que el área entre el arrollamiento externo y el tanque para el modelo 2D sea un tercio del área real entre el arrollamiento externo y el tanque de la geometría 3D (es decir, el valor denominado d_{AVG-2} en el capítulo 4).

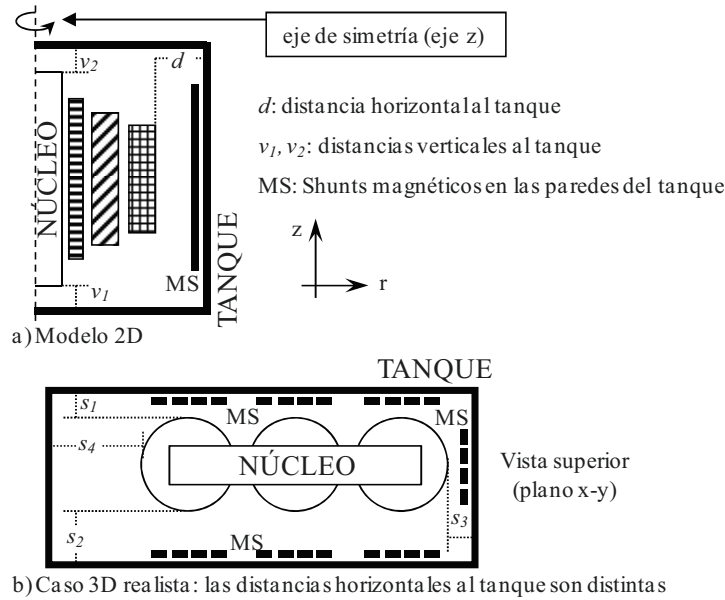


Fig. 6.1. Detalles de las geometrías 2D y 3D analizadas para el caso de Z_{0SC} .

En la práctica, los shunts magnéticos no suelen ser continuos en el plano x-y, como se muestra en la Fig. 6.1b, y por lo tanto debe considerarse un espesor equivalente para dichos shunts magnéticos. Afortunadamente, en el apartado 7.3 se muestra que la dependencia de los resultados con respecto a dicho espesor equivalente es muy reducida y este hecho permite obviar la discusión sobre cuál debe ser el espesor idóneo para las simulaciones.

Los cálculos fueron realizados usando el modo de simulación armónico-temporal disponible en un software basado en el método de los elementos finitos [241].

6.2. Propiedades de los materiales

El valor de conductividad eléctrica (σ) empleado para el tanque es 7.04×10^6 (Ω^{-1}/m), que corresponde al valor a $20^\circ C$ para las aleaciones AISI 1008 o AISI 1010 [242]. Las variaciones de la conductividad con la temperatura no fueron consideradas. Por otra parte, se empleó una “permeabilidad magnética equivalente” (μ) para el tanque, constante en todos los puntos a lo largo del espesor del tanque. Algunos valores de permeabilidad magnética equivalente para el tanque que han sido empleados en la literatura están entre 100 y 1000 [4,6]. En este trabajo se usaron ambos valores extremos y un valor intermedio ($\mu=100, 400$ y 1000). El núcleo del transformador y los shunts magnéticos para las paredes del tanque fueron simulados con un valor elevado de permeabilidad magnética y con una conductividad eléctrica nula porque estas partes están constituidas por láminas de acero de alta permeabilidad magnética y el efecto de las corrientes de Foucault en ellas es insignificante. Cada arrollamiento del transformador es simulado con una densidad de corriente constante (en los rectángulos que se muestran en la Fig. 6.1a) y

un valor nulo de la conductividad eléctrica porque los arrollamientos están constituidos por muchos subconductores y por cada uno de ellos circula prácticamente la misma corriente (es decir, se está evitando la aparición de corrientes de Foucault en la simulación de los mencionados rectángulos, para lograr que la densidad de corriente en el arrollamiento sea constante).

6.3. *Determinación de la corriente en cada arrollamiento y de la corriente en el tanque*

6.3.1. *Descripción general del método para determinar las corrientes*

La corriente en el arrollamiento que está conectado a la fuente de alimentación durante la prueba se considera un dato de entrada. Por lo tanto, el problema es hallar las corrientes inducidas (en los otros arrollamientos y en el tanque).

Las corrientes en los arrollamientos cortocircuitados durante la prueba se calculan mediante un proceso iterativo, con el fin de obtener que la tensión inducida total (V_w) sea nula en cada arrollamiento en cortocircuito, ya que la caída de tensión en las resistencias de los arrollamientos es insignificante en estos transformadores de potencia. En transformadores muy pequeños, la caída de tensión en las resistencias de los arrollamientos podría ser importante; en tales casos, simplemente la ecuación a resolver es que el valor de V_w sea igual a la caída de tensión en la resistencia del arrollamiento cortocircuitado que se esté considerando.

V_w es calculado mediante la suma de las tensiones inducidas en cada espira del arrollamiento considerado, con lo que se toma en cuenta a los enlaces de flujo concatenados en el arrollamiento. Para la espira i , la tensión inducida V_i está vinculada con el flujo magnético neto dentro de dicha espira (Φ_i):

$$V_i = j \omega \Phi_i \quad (7.1)$$

Sólo el componente axial de la densidad de campo magnético (B_z) se requiere para calcular Φ_i como la integral numérica de B_z en la superficie de la espira i , ya que el flujo magnético está definido como el producto escalar de la magnitud vectorial de densidad de flujo por el vector correspondiente a la superficie. Debido a la simetría axial, la integral de superficie puede ser calculada numéricamente a lo largo del eje radial, como se ilustra en la Fig. 6.2, desde el eje de simetría (eje z) hasta la posición radial de la espira i que se esté considerando, mediante la simple expresión del diferencial de superficie en términos del diferencial de longitud radial:

$$\Phi_i = \int B_z 2 \pi r dr \quad (7.2)$$

V_w , V_i , Φ_i y B_z son números complejos. B_z es directamente proporcionada por el software de cálculo por el método de elementos finitos, para cada punto (r, z) del espacio analizado.

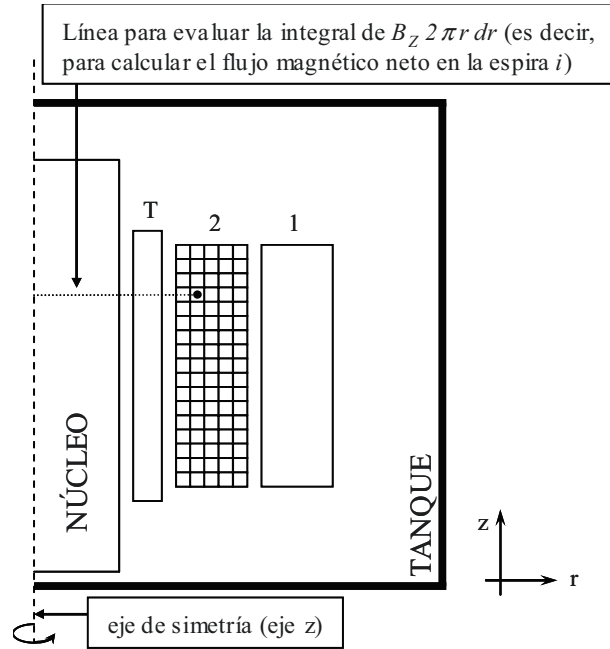


Fig. 6.2. El flujo magnético neto en cada espira de un arrollamiento cortocircuitado se evalúa mediante integración numérica a lo largo del eje r . En este ejemplo, la espira i mostrada forma parte del arrollamiento en estrella más interno, pero puede corresponder a cualquiera de los tres arrollamientos del transformador YN_ynd según la Z_{0SC} que se esté considerando.

Por simplicidad, los arrollamientos fueron subdivididos en un número constante de pequeños rectángulos, lo que representa un número de vueltas constante (N_M), independientemente del transformador que esté siendo analizado. El número de vueltas real de cada arrollamiento específico (N_T) puede ser usado para calcular la tensión inducida total de dicho arrollamiento, mediante la simple multiplicación de V_W por el factor N_T/N_M . Este procedimiento es innecesario para obtener las corrientes inducidas en los arrollamientos ya que el valor de V_W debe ser nulo, y la multiplicación por el factor N_T/N_M no influye en estos casos. Sin embargo, este procedimiento puede ser aplicado al arrollamiento conectado a la fuente de alimentación y resultó útil para fines de comprobación de resultados ya que la reactancia de entrada puede ser así calculada y comparada con la que se halla a través de las energías magnéticas (que es el método empleado en este trabajo, como se describe en el apartado 6.4).

Por otra parte, la corriente en el tanque es hallada mediante los valores directamente proporcionados por el software de cálculo empleado [241], al cual debe incluirse la condición apropiada para ello. Dicha condición es que el valor neto de la tensión total sea cero para el subdominio correspondiente al tanque, representado como un lazo circular en la geometría cilíndrica del modelo 2D axis-simétrico. La aplicación de un procedimiento similar a éste para los arrollamientos sería incorrecto, ya que el resultado sería una distribución no-uniforme de la densidad de corriente en los arrollamientos.

6.3.2. Valores iniciales para el proceso iterativo

El software de cálculo empleado [241] está diseñado para interactuar de manera eficiente con Matlab (un conocido lenguaje de programación de alto nivel, desarrollado por la empresa The MathWorks, Inc). De este modo, una vez que se ha programado el cálculo de la tensión inducida en los arrollamientos cortocircuitados (V_W), es posible utilizar alguna de las herramientas de solución de ecuaciones que están disponibles en Matlab. Por simplicidad en la programación, la función seleccionada para ser anulada (o resuelta) es el módulo de la tensión inducida en el arrollamiento cortocircuitado, y las incógnitas son las partes reales e imaginarias de la corriente en dicho arrollamiento.

En los casos con dos arrollamientos en cortocircuito, la función a ser anulada (o resuelta) es la suma de los módulos de las tensiones inducidas en los arrollamientos cortocircuitados, y las incógnitas son las partes reales e imaginarias de la corriente en dichos arrollamientos. Es necesario destacar que al variar la corriente en un arrollamiento cualquiera, durante el proceso iterativo, varían los enlaces de flujo en todos los arrollamientos del transformador. Por ello, aunque los bucles para el cálculo de las tensiones inducidas en cada arrollamiento cortocircuitado sean independientes entre sí, la herramienta de solución de ecuaciones debe buscar simultáneamente los valores de las corrientes en ambos arrollamientos cortocircuitados para lograr que los enlaces de flujo sean nulos en ambos arrollamientos cortocircuitados.

Considerando que la corriente en el arrollamiento conectado a la fuente es 1 pu $\angle 0^\circ$, los siguientes valores iniciales para el proceso iterativo fueron seleccionados con el fin de acelerar su convergencia:

- a) un valor nulo para las partes imaginarias de las corrientes en los arrollamientos cortocircuitados;
- b) un valor igual a 0.99pu para la parte real de la corriente cuando hay un único arrollamiento cortocircuitado y las trayectorias principales de retorno para los flujos homopolares son a través del núcleo del transformador;
- c) un valor igual a 0.90pu para la parte real de la corriente cuando hay un único arrollamiento cortocircuitado y las trayectorias principales de retorno para los flujos homopolares incluyen al tanque del transformador;
- d) un valor igual a 1.30pu para la parte real de la corriente en el arrollamiento en estrella cortocircuitado y un valor igual a -0.2pu para la parte real de la corriente en el arrollamiento terciario, en los casos Z_{1-S-D} en configuración T21 (los valores correspondientes para la configuración 21T son 0.5pu y 0.5 pu, respectivamente);
- e) un valor igual a 0.30pu para la parte real de la corriente en el arrollamiento en estrella cortocircuitado y un valor igual a 0.6pu para la parte real de la corriente en el arrollamiento terciario, en

los casos Z_{2-S-D} en configuración T21 (los valores correspondientes para la configuración 21T son 1.1pu y -0.1 pu, respectivamente).

Estos valores iniciales fueron seleccionados aprovechando el conocimiento adquirido con respecto a los circuitos equivalentes convencionales ante secuencia homopolar de estos transformadores, a los valores esperados de las impedancias homopolares de estos transformadores y al propio uso del método desarrollado. Sin embargo, también se obtiene convergencia a los resultados correctos si se utiliza un conjunto más simple de valores iniciales: 1pu en los casos b y c; y 1pu para el arrollamiento en estrella y 0pu para el arrollamiento terciario en los casos d y e.

6.4. Estimación de los valores a comparar, a partir de los resultados del modelo 2D

De manera similar al caso de Z_{0M} , los resultados del método aproximado 2D se comparan con los valores medidos en transformadores reales. Los valores a ser comparados son las reactancias (X) y las potencias activas (P) medidas durante la prueba.

El valor de la reactancia, calculado a partir del valor de inductancia, fue estimado usando el método 2 del caso de Z_{0M} (que está descrito en el apartado 4.2). En dicho método se estima el valor de la energía magnética para el caso 3D mediante la subdivisión de la energía magnética del modelo 2D en dos partes, una es multiplicada por 3 y la otra es multiplicada por un coeficiente (K_X).

Por otra parte, las pérdidas de potencia indicadas por el modelo axis-simétrico para el tanque son multiplicadas por un coeficiente distinto (K_P) con el fin de estimar las pérdidas en el tanque para la geometría real 3D (P_T). Las pérdidas en los arrollamientos (P_W) durante la prueba para determinar Z_{0SC} se calculan usando la corriente obtenida para cada arrollamiento y las resistencias de los arrollamientos en corriente alterna. Las resistencias de los arrollamientos en corriente alterna se estiman multiplicando el valor de las resistencias en corriente continua por 1.2, con el fin de considerar la existencia de pérdidas adicionales en los arrollamientos. Finalmente, las pérdidas durante la prueba son estimadas como la suma de las pérdidas en el tanque y en los arrollamientos ($P_T + P_W$).

6.5. Estrategia de comparación del modelo 2D con los valores medidos

En este caso, estimar un valor preciso de permeabilidad magnética equivalente para el tanque (así como el valor de las constantes requeridas, K_P y K_X) requeriría hacer un conjunto de mediciones muy detallado, que incluya mediciones a distintos valores de corriente y el registro de la potencia activa

durante cada ensayo, tal como se hizo para el caso de Z_{0M} . Como se expone detalladamente en el capítulo 7, la comparación de los resultados del modelo 2D con los valores medidos mostró que tal procedimiento no se justifica para el caso de Z_{0SC} porque la influencia de la no linealidad no es tan grande y se obtiene una precisión aceptable para un amplio rango de valores de K_P y K_X . Debido a esto, se realizaron simulaciones con tres valores de permeabilidad magnética equivalente para el tanque ($\mu=100, 400$ y 1000), y con los valores de K_X y K_P que se obtuvieron para el caso de Z_{0M} ($K_X=2.13$ y $K_P=3.95$, para transformadores de potencia del tipo empleado en las subestaciones de distribución), con el fin de analizar posteriormente la influencia de la variación de estos parámetros en los resultados de las simulaciones y comparar dichos resultados con los derivados de las mediciones.

Por otra parte, en el caso de los transformadores que tienen shunts magnéticos adosados a las paredes del tanque, se realizaron simulaciones sin shunts magnéticos y con varios valores del espesor equivalente para los shunts magnéticos. De este modo es posible comparar los resultados de las simulaciones con los resultados derivados de las mediciones y extraer las conclusiones del caso.

Es necesario destacar que la descripción conceptual de estas impedancias (mostrada en el capítulo 3) fue de vital importancia para la detección y corrección de diversos errores, y para el análisis de los resultados en general. Por ello, además de la comparación con los resultados derivados de las mediciones, en el capítulo 7 se incluyen apartados para comparar Z_{0SC} con las impedancias de secuencia directa, y para analizar otros resultados derivados de las simulaciones (pérdidas en el tanque, y distribución de campos magnéticos en el interior del tanque). Dichos resultados están en concordancia con la descripción realizada en el capítulo 3. Sin embargo, en aras de la simplicidad, en capítulo 3 no se analizó el efecto que tienen los shunts magnéticos adosados a las paredes del tanque sobre los valores de Z_{0SC} , y este efecto se describe en el apartado 6.6.

6.6. Efecto de los shunts magnéticos de las paredes del tanque sobre las Z_{0SC}

Algunos transformadores tiene shunts magnéticos en las paredes del tanque con el fin de evitar calentamiento excesivo del tanque durante la operación normal de transformador (es decir, durante condiciones en las que las corrientes son básicamente de secuencia directa). Estos shunts magnéticos son excelentes trayectorias para los flujos homopolares porque están contruidos con láminas de acero magnético de alta permeabilidad, del mismo tipo que se usa para el núcleo del transformador. Por lo tanto, cuando las trayectorias principales de retorno para el flujo homopolar son a través del tanque (Figuras 3.3b, 3.3c, 3.3d, 3.4b y 3.5b), estos flujos pueden pasar a través de estos shunts magnéticos y:

a) las impedancias homopolares tienden a ser más parecidas a las impedancias de secuencia directa, que en el caso sin shunts magnéticos. Es decir, las condiciones de desigualdad en las ecuaciones 3.4, 3.5, 3.6 y 3.11 tienden a parecerse más a condiciones de igualdad;

b) las pérdidas en el tanque son menores que en el caso sin shunts magnéticos.

7. RESULTADOS OBTENIDOS EN EL CASO DE LAS IMPEDANCIAS HOMOPOLARES DE CORTOCIRCUITO

7.1. *Descripción de los transformadores analizados*

La Tabla 7.1 muestra las principales características de los transformadores analizados. En algunos de los ensayos disponibles se ha medido la potencia activa y en otros no. Debido a ello, en el caso de los transformadores 1 y 2, los datos medidos permiten el cálculo de la reactancia (X). En tales casos, el valor de X fue usado para la comparación de resultados, con el fin de tener mayor rigurosidad académica. Los módulos de Z_{0SC} son muy similares a los valores de X , porque los ángulos de las impedancias son muy cercanos a 90° . Por esta razón, en aquellos casos en los que no se dispone de medidas de la potencia activa durante el ensayo, se hizo la aproximación de comparar las reactancias calculadas a partir de la geometría del transformador con los módulos de Z_{0SC} calculados a partir de los ensayos.

Los cinco transformadores YNynd analizados en este capítulo tienen características diversas: con el arrollamiento terciario interno (T21) o con el arrollamiento terciario externo (21T), con shunts magnéticos adosados a las paredes del tanque o sin ellos. El número de ensayos disponibles no es siempre el mismo, pues los ensayos realizados dependen en gran medida del fabricante del transformador, en el caso de que estos ensayos no estén definidos de forma contractual.

Tabla 7.1. Características principales de los transformadores analizados

Unidad	MVA	kV	Caso	MS	P_M	N_{Z0SC}
1	25/25/8.33	45/16.05/10	T21	No	Sí	6
2	15/15/5	45/16.05/10	T21	No	Sí	5
3	75/75/25	220/71/10	T21	Sí	No	6
4	30/30/10	132/16.05/10	T21	Sí	No	4
5	150/150/50	230/71/20	21T	No	No	4

MS: Shunts magnéticos en las paredes del tanque. P_M : Disponibilidad de mediciones de potencia activa.

N_{Z0SC} : Número de pruebas de Z_{0SC} disponibles.

7.2. *Casos de transformadores de tipo T21 sin shunts magnéticos adosados a las paredes del tanque*

Las Tablas 7.2 y 7.3 muestran los valores medidos y calculados de las reactancias homopolares (X) y de las potencias activas (P) durante las pruebas para determinar Z_{0SC} , en el caso del transformador 1.

Como se puede ver, los errores en comparación con los valores medidos son bajos para los valores considerados de μ . Para un valor intermedio de μ ($\mu=400$), los errores en P son menores al 8% para los casos analizados, y los errores en X son menores al 2% en cuatro casos y menores al 6% en los dos casos restantes.

Tabla 7.2. Resultados de X(%) para el transformador 1. Los errores están en porcentaje de los valores medidos.

Prueba	Valor medido	Valores calculados			Errores		
		$\mu=100$	$\mu=400$	$\mu=1000$	$\mu=100$	$\mu=400$	$\mu=1000$
Z _{1-S}	9.69	9.49	9.86	10.10	2.0	-1.7	-4.3
Z _{1-O-D}	16.33	15.54	16.48	17.15	4.9	-0.9	-5.0
Z _{1-S-D}	9.40	9.20	9.54	9.77	2.2	-1.4	-3.9
Z _{2-S}	10.76	10.85	10.86	10.87	-0.8	-0.9	-1.0
Z _{2-O-D}	5.57	5.22	5.33	5.42	6.3	4.2	2.6
Z _{2-S-D}	3.27	3.07	3.07	3.08	6.0	5.9	5.8

Tabla 7.3. Resultados de P(kW para el transformador 1. Los errores están en porcentaje de los valores medidos.

Prueba	Valor medido	Valores calculados			Errores		
		$\mu=100$	$\mu=400$	$\mu=1000$	$\mu=100$	$\mu=400$	$\mu=1000$
Z _{1-S}	26.50	23.60	24.51	23.78	10.9	7.5	10.3
Z _{1-O-D}	7.15	6.29	6.92	6.95	12.0	3.2	2.7
Z _{1-S-D}	30.60	30.73	31.93	31.41	-0.4	-4.3	-2.7
Z _{2-S}	1.31	1.29	1.30	1.30	1.5	1.0	0.7
Z _{2-O-D}	3.41	3.52	3.67	3.73	-3.1	-7.5	-9.3
Z _{2-S-D}	1.62	1.62	1.62	1.62	0.0	-0.2	-0.3

Aunque los errores en comparación con los valores medidos sean bajos, se presenta un breve análisis de los mismos. Por ejemplo, los errores para la reactancia calculada en el caso Z_{2-S-D} están cercanos al 6%. Las condiciones aplicadas durante la simulación (tales como las propiedades del material del tanque y la distancia horizontal equivalente entre el tanque y los arrollamientos) casi no afectan al error porque las trayectorias principales de retorno para los flujos magnéticos homopolares se establecen a través del núcleo del transformador en este caso y el flujo homopolar por el tanque es insignificante. Por otra parte, el efecto de K_X es prácticamente nulo en este caso porque la energía magnética es insignificante en la región afectada por el factor K_X . Por lo tanto, este tipo de errores quizás puedan estar influenciados por pequeños errores en las mediciones eléctricas o en las dimensiones geométricas empleadas para realizar las simulaciones.

Las Tablas 7.4 y 7.5 muestran los valores medidos y calculados de las reactancias homopolares (X) y de las potencias activas (P) durante las pruebas para determinar Z_{0SC} , en el caso del transformador 2. Los comentarios realizados para el caso del transformador 1 son también válidos para el transformador 2. La principal diferencia entre ambos casos es que para el transformador 2 los errores son levemente mayores. A pesar de ello, en general, estos errores pueden ser considerados admisibles.

Tabla 7.4. Resultados de X(%) para el transformador 2. Los errores están en porcentaje de los valores medidos.

Prueba	Valor medido	Valores calculados			Errores		
		$\mu=100$	$\mu=400$	$\mu=1000$	$\mu=100$	$\mu=400$	$\mu=1000$
Z_{1-S}	10.12	9.73	10.02	10.22	3.8	1.0	-1.0
Z_{1-O-D}	16.15	15.28	15.94	16.41	5.4	1.3	-1.6
Z_{1-S-D}	9.89	9.50	9.79	9.99	3.9	1.0	-1.0
Z_{2-O-D}	5.18	4.91	4.97	5.02	5.1	3.9	3.0
Z_{2-S-D}	3.33	3.04	3.05	3.05	8.5	8.5	8.4

Tabla 7.5. Resultados de P(kW) para el transformador 2. Los errores están en porcentaje de los valores medidos.

Prueba	Valor medido	Valores calculados			Errores		
		$\mu=100$	$\mu=400$	$\mu=1000$	$\mu=100$	$\mu=400$	$\mu=1000$
Z_{1-S}	5.00	4.01	4.20	4.15	19.7	16.0	17.0
Z_{1-O-D}	9.00	6.99	7.58	7.62	22.3	15.8	15.3
Z_{1-S-D}	4.70	4.29	4.48	4.46	8.8	4.7	5.0
Z_{2-O-D}	1.28	1.20	1.22	1.23	6.4	4.3	3.6
Z_{2-S-D}	0.45	0.43	0.43	0.43	3.7	3.7	3.8

7.3. *Efecto de los shunts magnéticos en las paredes del tanque*

El efecto de los shunts magnéticos adosados a las paredes del tanque puede ser analizado en el caso de los transformadores 3 y 4. El caso del transformador 3 puede ser analizado con más detalle ya que en ese transformador se dispone de las 6 medidas posibles de las impedancias homopolares de cortocircuito, mientras que en el caso del transformador 4 sólo se dispone de 4 medidas.

La Tabla 7.6 muestra el valor de las reactancias (X) calculadas y medidas en el caso de no considerar la existencia de shunts magnéticos adosados a las paredes del tanque para el transformador 3. Se puede ver que los errores en las reactancias pueden ser considerablemente mayores al 10% cuando no se incluyen los shunts magnéticos en las simulaciones.

Tabla 7.6. Resultados de X(%) para el transformador 3. Simulación sin shunts magnéticos.

Los errores están en porcentaje de los valores medidos.

Prueba	Valor medido	Valores calculados			Errores		
		$\mu=100$	$\mu=400$	$\mu=1000$	$\mu=100$	$\mu=400$	$\mu=1000$
Z _{1-S}	13.42	11.35	11.84	12.22	15.4	11.8	8.9
Z _{1-O-D}	19.41	15.75	16.62	17.32	18.9	14.4	10.8
Z _{1-S-D}	13.25	11.23	11.71	12.09	15.3	11.6	8.8
Z _{2-S}	13.64	13.41	13.44	13.46	1.7	1.5	1.4
Z _{2-O-D}	4.81	4.58	4.63	4.68	4.9	3.7	2.8
Z _{2-S-D}	3.32	3.27	3.27	3.27	1.5	1.5	1.4

La Tabla 7.7 muestra los resultados que se obtienen al incluir los shunts magnéticos en las simulaciones del transformador 3, usando un espesor equivalente (t) para dichos shunts magnéticos igual a 5mm, mientras que la Tabla 7.8 muestra los resultados correspondientes con t=20 mm. Los resultados mostrados en las Tablas 7.7 y 7.8 indican que el valor preciso del espesor equivalente de los shunts magnéticos no es demasiado importante, pues se obtienen resultados precisos para dos valores muy distintos de dicha variable. Los errores en las reactancias calculadas son inferiores al 2% cuando se considera la existencia de los shunts magnéticos en las simulaciones.

Tabla 7.7. Resultados de X(%) para el transformador 3. t=5mm para los shunts magnéticos.

Los errores están en porcentaje de los valores medidos.

Prueba	Valor medido	Valores calculados			Errores		
		$\mu=100$	$\mu=400$	$\mu=1000$	$\mu=100$	$\mu=400$	$\mu=1000$
Z _{1-S}	13.42	13.28	13.30	13.33	1.1	0.8	0.7
Z _{1-O-D}	19.41	19.31	19.38	19.43	0.5	0.2	-0.1
Z _{1-S-D}	13.25	13.13	13.16	13.18	1.0	0.7	0.5
Z _{2-S}	13.64	13.45	13.47	13.48	1.4	1.3	1.2
Z _{2-O-D}	4.81	4.80	4.81	4.81	0.2	0.1	0.0
Z _{2-S-D}	3.32	3.28	3.28	3.28	1.2	1.2	1.2

Tabla 7.8. Resultados de X(%) para el transformador 3. $t=20\text{mm}$ para los shunts magnéticos.

Los errores están en porcentaje de los valores medidos.

Prueba	Valor medido	Valores calculados			Errores		
		$\mu=100$	$\mu=400$	$\mu=1000$	$\mu=100$	$\mu=400$	$\mu=1000$
Z_{1-S}	13.42	13.34	13.36	13.39	0.6	0.4	0.2
Z_{1-O-D}	19.41	19.43	19.49	19.55	-0.1	-0.4	-0.7
Z_{1-S-D}	13.25	13.18	13.21	13.24	0.5	0.3	0.1
Z_{2-S}	13.64	13.45	13.47	13.48	1.4	1.3	1.2
Z_{2-O-D}	4.81	4.81	4.81	4.82	0.1	0.0	-0.1
Z_{2-S-D}	3.32	3.28	3.28	3.28	1.2	1.2	1.1

La Tabla 7.9 muestra las reactancias obtenidas para el transformador 4, considerando que el espesor equivalente de los shunts magnéticos es 5mm. En este transformador los errores en el valor de la reactancia son menores al 5%.

Tabla 7.9. Resultados de X(%) para el transformador 4. $t=5\text{mm}$ para los shunts magnéticos.

Los errores están en porcentaje de los valores medidos.

Prueba	Valor medido	Valores calculados			Errores		
		$\mu=100$	$\mu=400$	$\mu=1000$	$\mu=100$	$\mu=400$	$\mu=1000$
Z_{1-S}	13.12	13.54	13.58	13.63	-3.2	-3.5	-3.9
Z_{1-S-D}	12.87	13.27	13.32	13.36	-3.1	-3.5	-3.8
Z_{2-S}	14.06	14.00	14.01	14.02	0.4	0.4	0.3
Z_{2-S-D}	3.28	3.13	3.13	3.13	4.5	4.5	4.5

7.4. *Caso de transformador de tipo 21T sin shunts magnéticos adosados a las paredes del tanque*

La Tabla 7.10 muestra los resultados obtenidos para el transformador 5, cuya configuración es 21T y no tiene shunts magnéticos en las paredes del tanque. Los errores en las reactancias calculadas son menores al 5%.

Tabla 7.10. Resultados de X(%) para el transformador 5. Los errores están en porcentaje de los valores medidos.

Prueba	Valor medido	Valores calculados			Errores		
		$\mu=100$	$\mu=400$	$\mu=1000$	$\mu=100$	$\mu=400$	$\mu=1000$
Z_{1-S}	12.71	12.07	12.42	12.73	5.0	2.3	-0.1
Z_{1-S-D}	7.01	6.82	6.82	6.83	2.8	2.7	2.6
Z_{2-S}	14.16	14.07	14.08	14.08	0.6	0.6	0.5
Z_{2-S-D}	14.04	13.89	13.90	13.90	1.0	1.0	1.0

7.5. Dependencia de los resultados de Z_{0SC} con respecto a μ

Para los casos sin shunts magnéticos en las paredes del tanque, las Tablas 7.2, 7.4 y 7.10 muestran que:

- a) Los valores calculados de Z_{0SC} varían en función de μ , y la máxima variación está en el orden del 10% para los casos analizados. Este hecho está en concordancia con los resultados de unos ejemplos mostrados en [7] y [46], donde la variación mostrada para los valores medidos de Z_{0SC} en función de la corriente medida durante la prueba es de 5% y 13%, respectivamente.
- b) El efecto de μ en los resultados es prácticamente nulo cuando las trayectorias principales de retorno para los flujos magnéticos homopolares no se establece a través del tanque (es decir, para los casos Z_{2-S} y Z_{2-S-D} en las unidades 1 y 2, y para Z_{1-S-D} , Z_{2-S} y Z_{2-S-D} en la unidad 5).
- c) El principal efecto de μ en los resultados se da para los casos en los que las trayectorias principales de retorno para los flujos magnéticos homopolares se establecen a través del tanque (es decir, para los casos Z_{1-S} , Z_{1-O-D} , Z_{1-S-D} y Z_{2-O-D} en las unidades 1 y 2, y para Z_{1-S} en la unidad 5).

Para los casos con shunts magnéticos en las paredes del tanque, las Tablas 7.7, 7.8 y 7.9 muestran que los valores calculados de Z_{0SC} tienen variaciones muy pequeñas en función de μ . Las máximas variaciones están en el orden del 0.7% en todos estos casos.

Una determinación precisa del valor de μ requeriría un conjunto de pruebas específicas para tal fin y este procedimiento no parece justificable, debido a la poca influencia de μ en los resultados. Por lo tanto, una solución práctica es el uso de un valor intermedio de μ . Los resultados restantes de este capítulo son calculados con $\mu=400$.

7.6. Efecto de variar K_X y K_P

La Fig. 7.1 muestra el promedio de los valores absolutos de los errores porcentuales para los valores calculados de Z_{0SC} , en comparación con los resultados derivados de las mediciones, en función de K_X . Este promedio ha sido calculado considerando todas las unidades analizadas, y usando $\mu=400$ y $t=5\text{mm}$. El error promedio tiene muy poca variación para valores de K_X entre 2 y 2.7, aproximadamente.

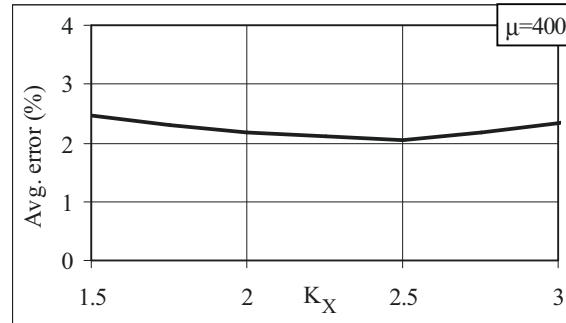


Fig. 7.1. Error promedio en los valores calculados de Z_{0SC} , en comparación con los resultados derivados de las mediciones, en función del valor del coeficiente K_X (para las cinco unidades analizadas).

La Fig. 7.2 muestra el promedio de los valores absolutos de los errores porcentuales para los valores calculados de P , en comparación con los valores medidos, en función de K_P . Este promedio ha sido calculado considerando las unidades 1 y 2, y usando $\mu=400$. El error promedio tiene muy poca variación para valores de K_P entre 3.9 y 5.1, aproximadamente.

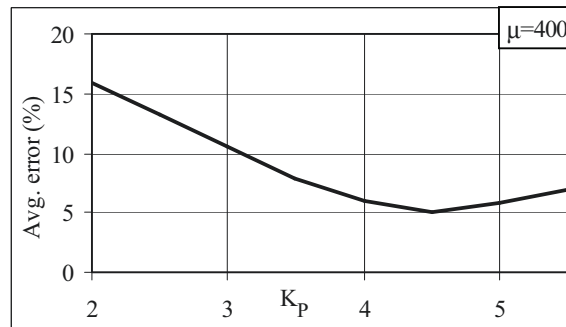


Fig. 7.2. Error promedio en los valores calculados de P , en comparación con los valores medidos, en función del valor del coeficiente K_P (para las unidades 1 y 2).

Por lo tanto, los valores de K_X y K_P pueden ser variados en un rango relativamente amplio, sin una pérdida importante de precisión. El uso de $K_X=3$ y $K_P=3$ sería equivalente a usar de una manera directa los resultados de la simulación axis-simétrica 2D, sin incluir factor de corrección alguno (es decir, las diferencias entre la geometría axis-simétrica y la geometría real 3D no estarían consideradas). La Fig. 7.1 muestra que el uso de $K_X=3$ no produce un incremento significativo del error de aproximación para el cálculo de las reactancias, pero la Fig. 7.2 muestra que el uso de $K_P=3$ implicaría un incremento importante del error de aproximación en el caso de las potencias activas.

7.7. Síntesis de los resultados obtenidos con el método desarrollado en esta tesis y comparación con los resultados del método descrito en el libro de Kulkarni y Khaparde [6]

El método de la referencia [6] se aplicó para calcular los valores de Z_{0SC} en los cinco transformadores analizados (únicamente los resultados de reactancias son obtenidos a partir del método de la referencia [6]). La Tabla 7.11 muestra los valores promedio (e_{AVG}) y máximo (e_{MAX}) del valor absoluto de los errores porcentuales con respecto a los valores medidos. La Tabla 7.11 también muestra los resultados con el método 2D desarrollado en esta tesis, usando $K_X=2.13$ y $K_X=3$ (con $\mu=400$ y $t=5\text{mm}$).

El error máximo con el método descrito en la referencia [6] es menor al 15% en los transformadores analizados. Es decir, los resultados obtenidos con dicho método son relativamente precisos, considerando la simplicidad del método descrito en la referencia [6].

El método 2D desarrollado en esta tesis es más preciso. El error máximo con el método desarrollado en esta tesis es menor al 8.5% en los transformadores analizados. Este error máximo puede ser obtenido con $K_X=2.13$ o $K_X=3$, sin una diferencia importante en el error promedio. Por lo tanto, este hecho demuestra que las reactancias pueden ser estimadas con precisión usando el método 2D desarrollado y que se puede obviar el efecto de las diferencias entre la geometría axis-simétrica 2D y la geometría real 3D. La obtención de resultados precisos con un valor intermedio de μ ($\mu=400$) demuestra que la no linealidad no debiera ser una preocupación en el caso de Z_{0SC} , porque su influencia no es muy alta.

Tabla 7.11. Errores, en % de los valores medidos de reactancia (X), para los transformadores analizados.

Método	e_{AVG}	e_{MAX}
Método de esta tesis, con $K_X=2.13$	2.1	8.5
Método de esta tesis, con $K_X=3$	2.3	8.4
Método de la referencia [6]	4.8	14.1

En el caso de las potencia activas (P), no es posible realizar una comparación con métodos previos porque este aspecto no había sido reportado previamente. El máximo error es menor al 16% para los transformadores analizados, utilizando el valor intermedio de μ mencionado previamente ($\mu=400$).

7.8. Comparación con las impedancias de secuencia directa (Z_+)

Las Tablas 7.12 y 7.13 muestran las comparaciones entre los valores de Z_{0SC} y los valores medidos de la impedancia de secuencia directa (Z_+) para los cinco transformadores en estudio. Estas tablas tienen dos columnas para cada valor de Z_{0SC} : la primera es para los valores medidos de Z_{0SC} y la segunda para los valores calculados de Z_{0SC} . Z_{12} , Z_{13} y Z_{23} son las impedancias de secuencia directa medidas entre

pares de arrollamientos, usando el subíndice 3 para el terciario. Z_{123} y Z_{213} son impedancias calculadas a partir del circuito equivalente de secuencia directa, como se describió en el apartado 3.5.

Tabla 7.12. Cocientes de Z_{0SC} entre Z_+ . Los valores medidos (med.) y calculados (calc.) de Z_{0SC} son comparados con los valores medidos Z_+ . El apartado 3.5 indica que estos cocientes debieran ser menores que uno.

Cociente	Unidad 1		Unidad 2		Unidad 3		Unidad 4		Unidad 5	
	med.	calc.	med.	calc.	med.	calc.	med.	calc.	med.	calc.
Z_{1-S}/Z_{12}	0.90	0.92	0.93	0.92	0.96	0.95	0.93	0.97	0.90	0.96
Z_{1-O-D}/Z_{13}	0.82	0.82	0.89	0.88	0.93	0.93	-	-	-	-
Z_{2-O-D}/Z_{23}	0.89	0.85	1.00*	0.96	0.98	0.98	-	-	-	-
Z_{1-S-D}/Z_{123}	0.90	0.92	0.92	0.91	0.96	0.95	0.93	0.97	-	-

Tabla 7.13. Cocientes de Z_{0SC} entre Z_+ . Los valores medidos (med.) y calculados (calc.) de Z_{0SC} son comparados con los valores medidos Z_+ . El apartado 3.5 indica que estos cocientes debieran ser muy cercanos a uno.

Cociente	Unidad 1		Unidad 2		Unidad 3		Unidad 4		Unidad 5	
	med.	calc.	med.	calc.	med.	calc.	med.	calc.	med.	calc.
Z_{2-S}/Z_{12}	1.00	1.01	-	1.00	0.98	0.96	1.00	1.00	1.00	1.00
Z_{2-S-D}/Z_{213}	1.00	0.94	1.10*	1.00	1.02	1.00	1.02	0.98	1.01	1.00
Z_{1-S-D}/Z_{123}	-	-	-	-	-	-	-	-	1.02	0.99

Según lo indicado en el apartado 3.5, los cocientes de la Tabla 7.12 debieran ser menores que uno. En general, los valores de la Tabla 7.12 están en concordancia con ello. Únicamente un caso, marcado con un asterisco, se sale de la mencionada regla; dicho caso es para un valor medido de Z_{0SC} , y pudiera deberse a algún pequeño error durante la medición de dicho valor de Z_{0SC} y/o un pequeño error durante la medición del valor correspondiente de Z_+ . En el caso de la configuración T21 (unidades 1, 2, 3 y 4), debe destacarse que los cocientes tienden a ser mayores para los casos con shunts magnéticos en las paredes del tanque (unidades 3 y 4), como se indicó en el apartado 6.6.

Por otra parte, los cocientes de la Tabla 7.13 debieran ser muy cercanos a uno, según lo indicado en el apartado 3.5. En general, los valores de la Tabla 7.13 están en concordancia con ello. Únicamente un caso, marcado con un asterisco, se sale de la mencionada regla por un 10%; dicho caso es para un valor medido de Z_{0SC} , y pudiera deberse a algún pequeño error durante la medición de dicho valor de Z_{0SC} . Aunque los demás cocientes son cercanos a uno, es interesante mencionar que ellos pueden estar

influenciados por pequeños errores en los datos geométricos, o durante las mediciones de Z_+ o las mediciones de Z_{0SC} .

7.9. *Otros resultados obtenidos*

7.9.1. *Corrientes en los arrollamientos y corriente en el tanque*

La Tabla 7.14 muestra el resultado calculado para las corrientes inducidas, tanto en los arrollamientos cortocircuitados (I_1 , I_2 y/o I_3 , dependiendo del caso) como en el tanque (I_T). Dichas corrientes están expresadas en el sistema por unidad (pu), considerando que la corriente en el arrollamiento conectado a la fuente es $1\text{pu}/0^\circ$. El signo de las corrientes inducidas está definido al contrario de la corriente en el arrollamiento conectado a la fuente. La suma de las corrientes inducidas no es exactamente igual a $1\text{pu}/0^\circ$ porque una pequeña fuerza magnetomotriz se requiere para magnetizar el entrehierro existente entre el núcleo del transformador y el tanque. La diferencia entre la suma de las corrientes inducidas y $1\text{pu}/0^\circ$ es menor que 0.01pu (excepto para el caso de tres pruebas de Z_{0SC} en la unidad 2, en los que dicha diferencia es levemente mayor que 0.01pu).

Tabla 7.14. Valores en por unidad para las corrientes en cada arrollamiento cortocircuitado y para la corriente en el tanque. La corriente en el arrollamiento conectado a la fuente es $1\text{pu}/0^\circ$. Los resultados de los “casos FH-Núcleo” se muestran sombreados, para diferenciarlos fácilmente de los “casos FH-Tanque”.

Prueba		Unidad 1	Unidad 2	Unidad 3	Unidad 4	Unidad 5
Z_{1-S}	I_2	0.921/-1.6°	0.917/-1.4°	0.963/-0.2°	0.954/-0.3°	0.882/-2.4°
	I_T	0.081/20.5°	0.076/19.1°	0.034/9.1°	0.040/11.4°	0.124/17.3°
Z_{1-0-D}	I_3	0.850/-2.9°	0.865/-2.2°	0.942/-0.4°	-	-
	I_T	0.150/18.3°	0.124/18.2°	0.054/9.2°	-	-
Z_{1-S-D}	I_2	1.237/-1.6°	1.206/-1.0°	1.214/0.2°	1.264/0.0°	0.545/-0.1°
	I_3	0.312/178.5°	0.291/-179.9°	0.254/178.2°	0.311/-178.9°	0.437/-0.2°
	I_T	0.077/20.7°	0.078/18.8°	0.037/9.1°	0.040/11.3°	0.018/9.3°
Z_{2-S}	I_1	0.986/0.0°	-	0.963/-0.2°	0.971/-0.2°	0.988/0.1°
	I_T	0.010/5.4°	-	0.033/10.5°	0.024/12.4°	0.012/-2.8°
Z_{2-0-D}	I_3	0.939/-0.9°	0.959/-0.6°	0.985/-0.1°	-	-
	I_T	0.059/17.3°	0.038/18.2°	0.014/9.2°	-	-
Z_{2-S-D}	I_1	0.357/0.2°	0.333/0.2°	0.259/0.0°	0.271/-0.1°	1.063/-0.1°
	I_3	0.635/-0.1°	0.671/0.0°	0.732/0.0°	0.725/0.0°	0.084/-179.2°
	I_T	0.006/6.1°	0.004/-159.8°	0.007/3.6°	0.003/12.6°	0.020/9.6°

En este apartado se denominan “casos FH-Tanque” a aquellos en los que las trayectorias principales de retorno para el flujo magnético homopolar es a través del tanque, y “casos FH-Núcleo” a aquellos en los que las trayectorias principales de retorno para el flujo magnético homopolar es a través del núcleo del transformador. Los “casos FH-Tanque” son Z_{1-S} , Z_{1-O-D} , Z_{1-S-D} y Z_{2-O-D} para los transformadores 1, 2, 3 y 4, y el caso Z_{1-S} para el transformador 5. Los “casos FH-Núcleo” son Z_{2-S} y Z_{2-S-D} para los transformadores 1, 2, 3 y 4, y los casos Z_{1-S-D} , Z_{2-S} y Z_{2-S-D} para el transformador 5.

Para los casos sin shunts magnéticos en las paredes del tanque (es decir, los transformadores 1, 2 y 5), la Tabla 7.14 muestra que I_T es notoriamente menor en los “casos FH-Núcleo” que en los “casos FH-Tanque”. Esto está en concordancia con lo descrito en el capítulo 3. Para los casos con shunts magnéticos en las paredes del tanque (es decir, los transformadores 3 y 4), la diferencia entre los valores de I_T entre los casos “casos FH-Núcleo” y los “casos FH-Tanque” no es tan notoria porque los shunts magnéticos tienden a reducir el valor de I_T para los “casos FH-Tanque”. Por ejemplo, para los “casos FH-Tanque” en configuración T21, el valor de I_T para los transformadores con shunts magnéticos (transformadores 3 y 4) es notoriamente inferior que el valor de I_T para las unidades sin shunts magnéticos (transformadores 1 y 2). Esto está en concordancia con lo descrito en el apartado 6.6.

La Tabla 7.14 muestra que I_T es mayor que 0.07pu para los “casos FH-Tanque” sin shunts magnéticos en las paredes del tanque, cuando el arrollamiento estrella más externo está conectado a la fuente. En algunos de estos casos únicamente hay dos arrollamientos con corriente homopolar y la corriente en el arrollamiento cortocircuitado es del orden de 0.85pu. Como el consumo de potencia activa en los arrollamientos depende de la corriente al cuadrado, un valor preciso de estas corrientes es necesario para poder estimar las pérdidas en los arrollamientos durante las pruebas para determinar Z_{0SC} .

La Tabla 7.14 muestra que I_T no es exactamente igual a cero para los “casos FH-Núcleo”. Esto implica que algunas líneas de campo magnético pasan por el exterior de los arrollamientos cortocircuitados en estos casos, aunque la trayectoria principal de retorno para los flujos homopolares sea a través del núcleo del transformador. Como se indicó, los enlaces de flujo magnético dentro de los arrollamientos cortocircuitados deben ser nulos, pero dicha condición no es equivalente a que el flujo magnético sea nulo fuera del arrollamiento cortocircuitado porque el flujo magnético neto en cada espira es distinto (es decir, hacer que los enlaces de flujo magnético sean nulos no implica hacer que los flujos magnéticos sean nulos ya que los flujos magnéticos no son iguales en cada una de las espiras).

El valor de I_2 es mayor que la corriente conectada a la fuente de alimentación (I_1) para la prueba Z_{1-S-D} en los casos T21. Esto ocurre porque I_2 tiende a compensar tanto a I_1 como a I_3 , que tienden a estar en la

misma dirección. El hecho de que I_2 sea mayor que la corriente de la fuente (I_1) también está vinculado con el hecho de que una de las impedancias sea negativa en el clásico circuito equivalente tipo T para la red de secuencia homopolar de los transformadores de 3 devanados. Este hecho es importante durante las pruebas porque las mediciones usualmente se toman únicamente en el arrollamiento conectado a la fuente de alimentación y el arrollamiento más interno podría ser sobrecargado inadvertidamente en estos casos.

Cuando dos arrollamientos están cortocircuitados, el signo de las corrientes tiende a alternarse en los arrollamientos concéntricos. Por lo tanto, I_1 también es mayor que la corriente en el arrollamiento conectado a la fuente (I_2) para la prueba Z_{2-S-D} en el caso 21T; sin embargo, la diferencia entre ambas corrientes es pequeña en este caso.

7.9.2. Pérdidas en el tanque, en comparación con las pérdidas en los arrollamientos

La Tabla 7.15 muestra el cociente (P_T/P_W), correspondiente a las pérdidas en el tanque (P_T) divididas entre las pérdidas en los arrollamientos (P_W), para los transformadores 1 y 2, que no tienen shunts magnéticos en las paredes del tanque. Es necesario destacar que las pérdidas en el tanque son insignificantes cuando las trayectorias principales de retorno para el flujo homopolar son a través del núcleo del transformador (Z_{2-S} y Z_{2-S-D} , para estos transformadores), tal como se indicó en el apartado 3.5. Sin embargo, cuando las trayectorias principales de retorno para el flujo homopolar son a través del tanque:

- a) las pérdidas más bajas en el tanque corresponden al caso Z_{2-O-D} , y esto ocurre porque la distancia entre el arrollamiento conectado a la fuente y el tanque es mayor en este caso;
- b) si el arrollamiento en estrella conectado a la fuente es el externo (es decir, en los casos Z_{1-S} , Z_{1-O-D} y Z_{1-S-D}), las pérdidas en el tanque durante las pruebas para medir Z_{0SC} son del mismo orden de magnitud que las pérdidas en los arrollamientos (para estos casos T21).

Tabla 7.15. Cociente P_T/P_W (pérdidas en el tanque divididas entre las pérdidas en los arrollamientos).

Prueba	Unidad 1	Unidad 2
Z_{1-S}	0.92	0.65
Z_{1-O-D}	1.30	0.89
Z_{1-S-D}	0.57	0.46
Z_{2-S}	0.03	0.03
Z_{2-O-D}	0.16	0.08
Z_{2-S-D}	0.01	0.00

7.9.3. Distribución de campos magnéticos en las principales regiones de interés

La Fig. 7.3 muestra ejemplos de distribución del componente axial del campo magnético (H_z) a la mitad de la altura de los arrollamientos del transformador, para el caso del transformador 1. Los valores mostrados en estos gráficos corresponden a la parte real de H_z , lo que es equivalente a mostrar la condición correspondiente a un instante específico (la referencia angular para todos los fasores se ha tomado en la corriente que circula en el arrollamiento conectado a la fuente).

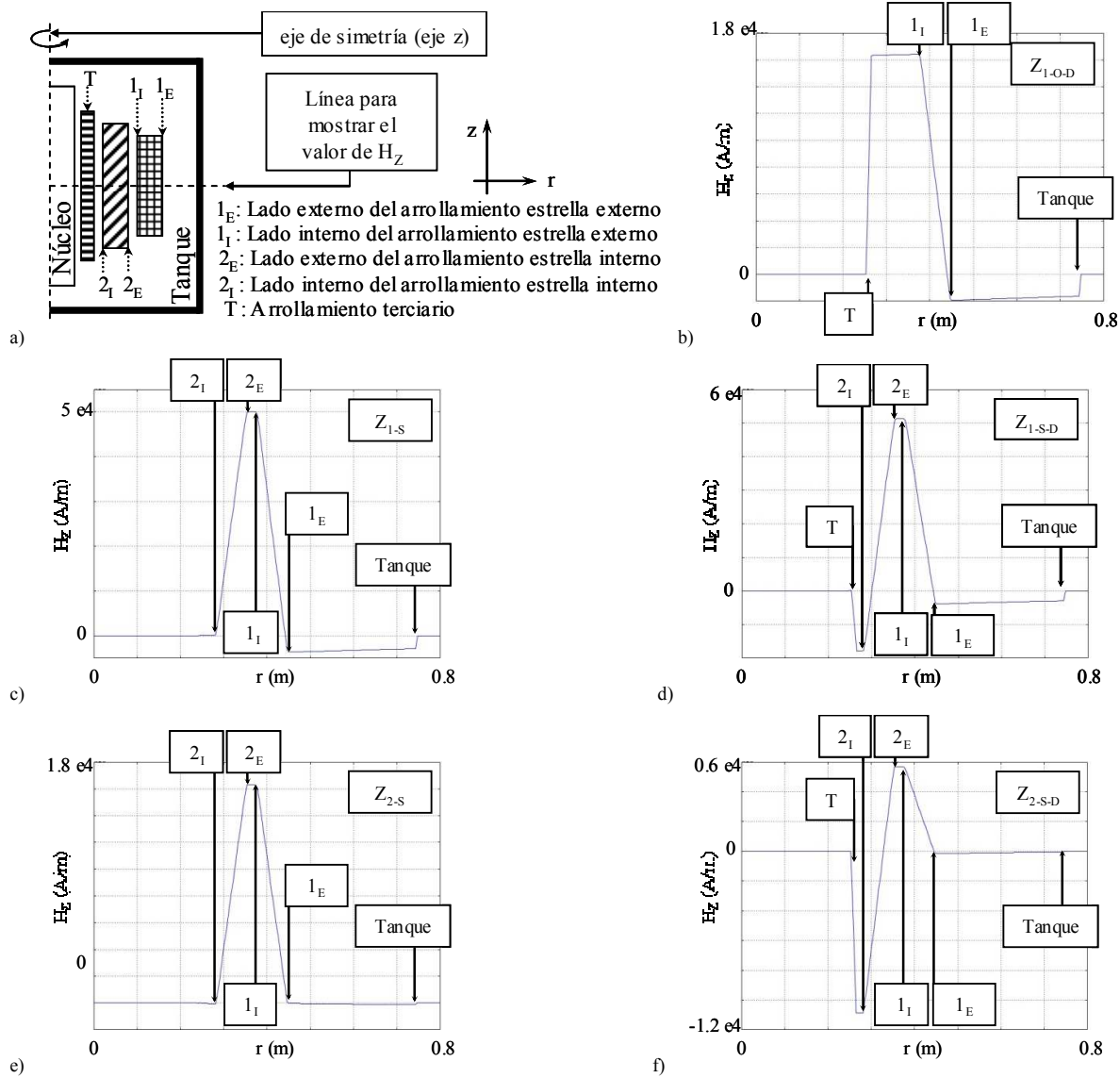


Fig. 7.3. Ejemplos de distribución del campo magnético axial (H_z) en la unidad 1. a) Leyenda para los gráficos; b), c), d), e), f) son los gráficos de H_z en función de r para los casos Z_{1-O-D} , Z_{1-S} , Z_{1-S-D} , Z_{2-S} y Z_{2-S-D} , respectivamente.

La Fig. 7.3 muestra que el campo magnético en la región entre los arrollamientos y el tanque es prácticamente nulo en los casos Z_{2-S} y Z_{2-S-D} , pero no es insignificante para los casos Z_{1-O-D} , Z_{1-S} y Z_{1-S-D} .

Esto está en concordancia con lo indicado en el capítulo 3. Los valores máximos de campo magnético en la región entre arrollamientos son siempre considerablemente mayores que los valores de campo magnético en la región que está entre los arrollamientos y el tanque (y la región para calcular la energía E_2 está en la zona entre los arrollamientos y el tanque). Como la densidad de energía magnética depende del cuadrado del campo magnético, los valores de Z_{0SC} están principalmente determinados por la región entre arrollamientos. Debido a este hecho, el uso de $K_X=3$, en vez de $K_X=2.13$, no incrementa significativamente el error de aproximación en los valores calculados de Z_{0SC} , como se resaltó en los apartados 7.6 y 7.7.

En los gráficos de la Fig. 7.3, el signo de la pendiente está relacionado con el signo de la densidad de corriente para las regiones con corrientes (es decir, para los arrollamientos y el tanque). Por ejemplo, en el caso Z_{I-S-D} (Fig. 9d), la pendiente es negativa para las regiones de I_1 e I_3 porque ambas tienen el mismo sentido, y la pendiente es positiva para la región de I_2 porque esta corriente tiene sentido contrario a I_1 e I_3 . La diferencia entre los valores de H_Z en las paredes interna y externa de cada arrollamiento (ΔH_Z) está principalmente vinculado con la corriente neta en dicho arrollamiento (en por unidad, o en amperios-vuelta). Por lo tanto, ΔH_Z en el arrollamiento 2 para el caso de Z_{I-S-D} es mayor que ΔH_Z en el arrollamiento 1, porque I_2 en por unidad es mayor que I_1 en por unidad (como se destacó en el apartado 7.9.1).

El tanque actúa como un apantallamiento magnético. El campo magnético es prácticamente nulo fuera del tanque porque la profundidad de penetración en el acero del tanque es menor que el espesor de la pared del tanque. Los cambios abruptos de H_Z en las caras internas de la pared del tanque (Fig. 7.3b, 7.3c y 7.3d) están principalmente vinculados con las densidades de corriente en ese punto específico de la pared del tanque (la densidad de corriente en la pared del tanque no es uniforme).

7.10. Principales conclusiones sobre la determinación de las impedancias homopolares de cortocircuito

La determinación de las impedancias homopolares de cortocircuito puede ser realizada con precisión usando modelos aproximados 2D. Las corrientes inducidas en los arrollamientos en cortocircuito deben ser calculadas imponiendo la condición de tensión inducida igual a cero en los arrollamientos en cortocircuito, y esto puede realizarse mediante un método iterativo que varíe el valor de la corriente hasta que se cumpla la mencionada condición de tensión inducida igual a cero.

Se demostró que los valores de K_X y K_P pueden variar en un rango relativamente amplio sin que se incremente significativamente el error de aproximación. Además, se demostró que el uso de $K_X=3$, que es equivalente al uso directo de los resultados 2D sin necesidad de considerar las diferencias entre la

geometría 2D y 3D, no implicaría un incremento importante del error de aproximación y, por lo tanto, puede ser empleado manteniendo una buena precisión. Sin embargo, también se demostró que el uso de $K_p=3$, que es equivalente al uso directo de los resultados 2D sin necesidad de considerar las diferencias entre la geometría 2D y 3D, implica un incremento importante del error de aproximación y, por lo tanto, no puede ser recomendado.

Se comprobó que el valor de la permeabilidad equivalente del tanque influye en los resultados, pero se demostró que una buena precisión se obtiene mediante el uso de un valor intermedio de este parámetro. Por lo tanto, la no linealidad de las características magnéticas del tanque no es un problema tan importante en caso de las impedancias homopolares de cortocircuito (a diferencia del caso de las impedancias homopolares magnetizantes, donde esta no linealidad es de fundamental importancia).

Se demostró que no es necesario hallar un valor preciso del espesor equivalente de los shunts magnéticos adosados a las paredes del tanque, ya que se obtienen resultados precisos en un rango amplio de valores para dicha variable.

Los resultados obtenidos demostraron los siguientes fenómenos, que fueron cualitativamente descritos en el capítulo 3: a) la relación entre las impedancias homopolares y de secuencia directa depende de que las trayectorias principales para el flujo magnético homopolar incluyan o no el tanque; b) las pérdidas de potencia activa se incrementan cuando las trayectorias principales para el flujo magnético homopolar incluyen el tanque; c) las trayectorias principales de retorno para el flujo magnético homopolar incluyen al tanque cuando no hay arrollamiento por el que circule corriente homopolar que apantalle al tanque, y esto ocurre cuando entre el tanque y el arrollamiento en estrella que está conectado a la fuente durante el ensayo no hay arrollamiento alguno por el que circule corriente homopolar.

Finalmente, se demostró que la suma de las corrientes inducidas en por unidad no es exactamente igual a la corriente de entrada, porque hace falta una fuerza magnetomotriz para magnetizar el entrehierro existente entre el núcleo del transformador y el tanque. También se demostró que dicha fuerza magnetomotriz es pequeña porque la diferencia entre la suma de las corrientes inducidas y la corriente de entrada es menor que 0.01pu.

8. CONCLUSIONES

8.1. Principales conclusiones del trabajo realizado

En la presente tesis doctoral se determinaron las impedancias homopolares de un transformador trifásico de tres columnas con conexión YN_ynd a partir de sus dimensiones geométricas. Las medidas estandarizadas de estas impedancias homopolares se realizan alimentando uno de los arrollamientos en estrella con tensión homopolar. Estas impedancias homopolares se pueden subdividir en magnetizantes y de cortocircuito. Las impedancias homopolares magnetizantes corresponden a los dos casos en los que circula corriente homopolar únicamente por el arrollamiento en estrella que está conectado a la fuente durante el ensayo. Las impedancias homopolares de cortocircuito corresponden a los seis casos en los que puede haber circulación de corriente homopolar por dos de los arrollamientos o por los tres. Estos ocho valores de impedancia homopolar fueron determinados a partir de la geometría del transformador, mediante el uso de modelos lineales en dos dimensiones (2D).

En este trabajo se utilizó un software basado en el método de los elementos finitos, pero los procedimientos desarrollados podrían ser aplicados con otros métodos de cálculo de campos magnéticos. La geometría tridimensional (3D) de estos transformadores no tiene simetrías que permitan una exacta representación 2D; por lo tanto, fue necesario desarrollar modelos aproximados 2D para representar el comportamiento de estos equipos ante secuencia homopolar, como se describe en los capítulos 4, 5, 6 y 7.

En líneas generales, los problemas principales a resolver son distintos para determinar las impedancias homopolares magnetizantes o para determinar las impedancias homopolares de cortocircuito. En el caso de las impedancias homopolares magnetizantes, los problemas principales son la no linealidad del acero del tanque y determinar la relación entre las geometrías 2D y 3D. En el caso de las impedancias homopolares de cortocircuito, el problema principal es obtener la distribución de corrientes en los arrollamientos. Por esta razón, ambos casos fueron resueltos de manera relativamente independiente. En ambos casos, las variables utilizadas para comparar los resultados de los modelos con los resultados derivados de las mediciones fueron las reactancias y las potencias activas, pero en muchos casos no se disponía de mediciones de la potencia activa ya que esta medida no es obligatoria según las normas internacionales.

Durante esta tesis se generaron siete publicaciones en revistas arbitradas de amplia circulación internacional y cinco publicaciones en memorias de congresos, que están descritas detalladamente en el capítulo 1.

8.1.1. Principales conclusiones del capítulo 2

La revisión bibliográfica sobre las impedancias homopolares de transformadores trifásicos de tres columnas, presentada en el capítulo 2, permitió confirmar que las publicaciones específicas sobre la determinación de las impedancias homopolares a partir de las dimensiones geométricas de los transformadores son muy escasas.

Aunque existen dos artículos anteriores a la tesis que usaron el método de elementos finitos para este fin, hay diversos aspectos de la metodología utilizada que no estaban descritos, y que se marcaron como objetivos a resolver durante la tesis:

- a) el valor de la distancia horizontal entre los arrollamientos y el tanque para las simulaciones 2D;
- b) el modo de relacionar los resultados de las simulaciones 2D con los de la geometría real 3D;
- c) el valor de la permeabilidad equivalente del tanque, que se requiere para realizar las simulaciones con métodos lineales;
- d) el método para obtener las corrientes inducidas en los arrollamientos que no están conectados a la fuente, en el caso de impedancias homopolares de cortocircuito;
- e) el modo de representar los shunts magnéticos que puede haber en las paredes del tanque, en las simulaciones 2D, en el caso de impedancias homopolares de cortocircuito.

8.1.2. Principales conclusiones del capítulo 3

Durante el desarrollo de la tesis, el estudio sobre la determinación de impedancias mediante el uso de software para cálculo numérico de campos magnéticos se inició con las impedancias de secuencia directa del transformador porque en la literatura hay información abundante sobre este tema (a diferencia del caso de las impedancias homopolares, donde la información es escasa). Como consecuencia de estos estudios iniciales sobre las impedancias de secuencia directa de los transformadores, durante el desarrollo del presente trabajo se generaron tres en revistas publicaciones sobre ese tema, como se menciona en el capítulo 3.

En este capítulo también se aborda el análisis de las trayectorias del flujo magnético durante los diferentes ensayos para la medición de las impedancias homopolares. Este estudio permitió concluir lo siguiente:

a) En el caso de las impedancias homopolares magnetizantes, en una publicación generada durante el desarrollo del presente trabajo se demostró que la diferencia entre las dos impedancias magnetizantes (ΔZ_{0M}) no es exactamente igual a la impedancia de secuencia directa entre arrollamientos (Z_{12}). También se mostró ΔZ_{0M} es similar a Z_{12} cuando el equipo no tiene shunts magnéticos para apantallar al tanque, aunque para observar este hecho no se puede recurrir a simulaciones 2D, ni a simulaciones magnetostáticas. Además, se mostró que ΔZ_{0M} no es muy similar a Z_{12} cuando el equipo tiene shunts magnéticos para apantallar al tanque.

b) En el caso de las impedancias homopolares de cortocircuito, los flujos homopolares pasan a través del espacio entre arrollamientos y se demostró que sus trayectorias de retorno definen la similitud de las impedancias homopolares con respecto a las impedancias de secuencia directa entre los arrollamientos correspondientes. Cuando las trayectorias de retorno para los flujos homopolares tienden a ser por el núcleo del transformador, el valor de la impedancia homopolar es muy similar al de la impedancia de secuencia directa correspondiente. En caso contrario, cuando las trayectorias de retorno para los flujos homopolares tienden a ser por el tanque y por el espacio entre el tanque y los arrollamientos, la impedancia homopolar tiende a ser menor que la impedancia de secuencia directa correspondiente, ya que el retorno a través del espacio entre el tanque y los arrollamientos tiene una reluctancia considerable, y la influencia de este hecho es importante ya que las corrientes que circulan por el tanque tienen un papel relevante. Por otra parte, las pérdidas de potencia activa se incrementan cuando hay trayectorias de retorno para el flujo homopolar a través del tanque, debido a que dicho flujo induce unas corrientes que circulan en las paredes del tanque.

8.1.3. Principales conclusiones de los capítulos 4 y 5

La determinación de las impedancias homopolares magnetizantes a partir de las dimensiones geométricas de los transformadores fue descrita en los capítulos 4 y 5, y en una de las publicaciones generadas durante el desarrollo del presente trabajo. En este caso, antes de hacer la comparación entre los resultados de los modelos aproximados propuestos y los valores derivados de las mediciones, se realizó una comparación entre los resultados de modelos lineales 2D y 3D en transformadores de dimensiones reducidas, que pudieron ser simulados con los recursos computacionales disponibles.

8.1.3.1. Principales conclusiones de la comparación entre modelos lineales 2D y 3D

La comparación entre los resultados de modelos lineales 2D y 3D, en el caso de las impedancias homopolares magnetizantes, permitió concluir lo siguiente:

a) las condiciones para comparar de manera apropiada los resultados de los modelos 2D y 3D se obtienen resolviendo la misma geometría 3D axis-simétrica con ambos modelos y con similar precisión;

b) para las mismas dimensiones de la parte activa del transformador y las mismas dimensiones del tanque en la geometría real 3D, se demostró que la posición de la parte activa en el plano x-y tiene una pequeña influencia en los resultados y esta influencia no puede ser observada con los modelos 2D planteados;

c) se demostró que las separaciones verticales entre el núcleo y el tanque tienen un efecto despreciable en los resultados;

d) se demostró que no existe un valor único de “distancia horizontal equivalente” entre la parte activa del transformador y el tanque, ya que hay que utilizar un valor distinto de “distancia horizontal equivalente” para conseguir que cada variable calculada con el modelo 2D se aproxime al resultado que se obtiene con el modelo 3D;

e) se demostró que se puede usar el mismo valor de “distancia horizontal equivalente” para calcular las pérdidas en el tanque independientemente del arrollamiento estrella que esté conectado a la fuente durante la prueba (el arrollamiento de alta tensión o el de baja tensión), y este hecho se aprovechó para formular un método aproximado 2D;

f) se formuló un método 2D alternativo al anterior mediante la utilización de una suma ponderada de las energías magnéticas en dos regiones del espacio analizado, para calcular las reactancias, y la aplicación de un factor de corrección para las pérdidas en el tanque;

g) el comportamiento de ambos métodos aproximados 2D es satisfactorio, al comparar sus resultados con simulaciones 3D;

h) se demostró que las propiedades de los materiales influyen en el valor de las constantes que se requieren para estos métodos aproximados 2D, pero también se demostró que se pueden obtener unos resultados razonablemente precisos si no se toma en cuenta esta influencia, lo que permitió seleccionar esta última opción para obtener la impedancia magnetizante, y la validez de esta hipótesis se comprobó mediante la comparación de los resultados de los métodos aproximados 2D con los que se derivan de las mediciones.

8.1.3.2. Principales conclusiones de la comparación entre los resultados de los modelos aproximados 2D y los resultados derivados de las mediciones

La comparación entre los resultados de modelos aproximados 2D y los resultados derivados de las mediciones, en el caso de las impedancias homopolares magnetizantes, permitió concluir lo siguiente:

a) los dos métodos aproximados desarrollados permitieron obtener resultados precisos;

b) para ambos métodos aproximados 2D, se halló el conjunto de parámetros que minimiza el error de aproximación a los resultados derivados de las mediciones;

c) uno de estos métodos se consideró preferible porque proporciona mayor facilidad para estimar los parámetros requeridos, converge más rápidamente a los resultados óptimos, y tiene errores levemente menores, por lo que es el método recomendado;

d) se mostró que el método recomendado también puede ser aplicado cuando los resultados de la potencia activa no han sido medidos, aunque se obtiene mejores resultados cuando están disponibles las mediciones de la potencia activa;

e) se desarrolló un método aproximado para estimar la permeabilidad equivalente del tanque en transformadores similares a los analizados, el cual puede ser útil cuando no hay valores medidos de las impedancias homopolares magnetizantes, y los máximos errores obtenidos con dicho método están en el orden del 5% para las reactancias y del 20% para las pérdidas en el tanque;

f) se mostró que el método recomendado también puede ser aplicado con un modelo no-lineal 2D, usando una curva no-lineal para la permeabilidad magnética del tanque en función del campo magnético, y cuando no se dispone de medidas de las impedancias homopolares magnetizantes, los errores obtenidos son similares a los mencionados para el modelo lineal 2D;

g) aunque el método recomendado requiere tres constantes auxiliares (K_{X1} , K_{X2} , K_P), el uso de $K_{X1}=K_{X2}=K_X$ no incrementa significativamente el error de aproximación;

h) los valores óptimos requeridos para estas constantes no son exactamente iguales para el caso lineal y el no-lineal, pero generalmente los valores obtenidos para K_X son ligeramente mayores que 2, y los valores obtenidos para K_P son mayores que 3.

8.1.4. Principales conclusiones de los capítulos 6 y 7

La determinación de las impedancias homopolares de cortocircuito a partir de las dimensiones geométricas de los transformadores se describió en los capítulos 6 y 7, y en una de las publicaciones generadas durante el desarrollo del presente trabajo. La comparación entre los resultados de modelos aproximados 2D y los resultados derivados de las mediciones, en el caso de las impedancias homopolares de cortocircuito, permitió concluir lo siguiente:

a) las corrientes inducidas en los arrollamientos en cortocircuito deben ser calculadas imponiendo la condición de que los enlaces de flujo deben ser igual a cero en los arrollamientos en cortocircuito, y esto puede realizarse mediante un método iterativo que varíe el valor de la corriente hasta que se cumpla la condición indicada;

b) las corrientes inducidas en el tanque pueden ser calculadas imponiendo la condición de que la tensión total neta sea igual a cero en el subdominio correspondiente, y el resultado es la distribución de las densidades de corrientes, inducidas en cada punto del modelo del tanque;

c) se demostró que, para el cálculo de las impedancias homopolares de cortocircuito, los valores de K_X y K_P pueden variar en un rango relativamente amplio sin que se incremente significativamente el error de aproximación;

d) se demostró que el uso de $K_X=3$, que es equivalente al uso directo de los resultados 2D sin necesidad de considerar las diferencias entre la geometría 2D y 3D, no implicaría un incremento importante del error de aproximación y, por lo tanto, puede ser empleado manteniendo una buena precisión;

e) se demostró que el uso de $K_P=3$, que es equivalente al uso directo de los resultados 2D sin necesidad de considerar las diferencias entre la geometría 2D y 3D, implica un incremento importante del error de aproximación y, por lo tanto, no puede ser recomendado;

f) se comprobó que el valor de la permeabilidad equivalente del tanque influye en los resultados, pero se demostró que una buena precisión se obtiene mediante el uso de un valor intermedio de este parámetro;

g) se demostró que no es necesario hallar un valor preciso del espesor equivalente de los shunts magnéticos adosados a las paredes del tanque, ya que se obtienen resultados precisos en un rango amplio de valores para dicha variable;

h) se demostró que la relación entre las impedancias homopolares y de secuencia directa depende de si las trayectorias principales para el flujo magnético homopolar incluyen o no el tanque, tal como se describió cualitativamente en el capítulo3;

i) se demostró que las pérdidas de potencia activa se incrementan cuando las trayectorias principales para el flujo homopolar incluyen el tanque, tal como se describió cualitativamente en el capítulo3, y este efecto es mucho mayor cuando el arrollamiento en estrella conectado a la fuente durante el ensayo es el externo;

j) se demostró que las trayectorias principales para el flujo magnético homopolar pasan por el tanque cuando entre éste y el arrollamiento conectado a la fuente durante el ensayo no hay arrollamiento alguno por el que circule corriente homopolar, tal como se describió cualitativamente en el capítulo3;

k) se demostró que la suma de las corrientes inducidas en por unidad no es exactamente igual a la corriente de entrada, porque hace falta una fuerza magnetomotriz para magnetizar el entrehierro existente entre el núcleo del transformador y el tanque, y también se demostró que dicha fuerza magnetomotriz es pequeña porque la diferencia entre la suma de las corrientes inducidas y la corriente de entrada es menor que 0.01pu.

8.2. *Principales aportaciones originales*

La determinación de las impedancias homopolares magnetizantes a partir de las dimensiones geométricas del transformador permitió hacer las siguientes aportaciones originales:

a) Se realizó una comparación detallada entre los resultados de los modelos lineales 2D y 3D de transformadores, y se analizaron los diversos factores que influyen en los resultados, tales como la posición de la parte activa del transformador dentro del tanque, el tamaño del tanque y las propiedades del acero del tanque.

b) Se determinó que en los modelos 2D no existe un valor único de “distancia horizontal equivalente” entre la parte activa del transformador y el tanque, ya que se necesita un valor distinto de “distancia horizontal equivalente” para cada una de las variables calculadas, con el fin de que el resultado obtenido con el modelo 2D se aproxime al que se obtiene con el modelo 3D. A partir de este hecho se propuso un modelo de obtención de las impedancias homopolares magnetizantes, denominado método 1.

c) Se propuso un segundo modelo, denominado método 2, basado en ponderar las energías magnéticas almacenadas en distintas regiones del espacio analizado con el fin de considerar las diferencias específicas entre la geometría axis-simétrica 2D y la geometría real 3D. La validez de los dos modelos 2D, planteados para aproximarse adecuadamente a los resultados de la geometría real 3D de los transformadores, se demostró mediante la comparación de sus resultados con los obtenidos mediante ensayos en dos transformadores reales. Entre los dos modelos, el método 2 es el recomendado porque ofrece algunas ventajas en comparación con el método 1. Se demostró que el método recomendado también puede ser aplicado cuando la potencia activa no ha sido medida, pero los mejores resultados se obtienen cuando dichas mediciones están disponibles.

d) El valor de la impedancia homopolar magnetizante depende de la tensión homopolar aplicada al transformador, debido al comportamiento no lineal del acero del tanque. En este sentido, se formuló un método aproximado para estimar la permeabilidad equivalente del tanque en transformadores similares a los analizados, que es útil cuando no hay valores medidos de las impedancias homopolares magnetizantes. Además, se demostró que el método recomendado también puede ser aplicado usando una curva B-H no lineal para el acero del tanque, aunque esto no significó un incremento en la precisión obtenida.

Adicionalmente, el análisis de las impedancias homopolares magnetizantes permitió mostrar que la diferencia entre las dos impedancias magnetizantes (ΔZ_{0M}) es similar, pero no exactamente igual, a la impedancia de secuencia directa entre devanados (Z_{12}) cuando el equipo no tiene shunts magnéticos para apantallar al tanque. Además, se mostró que ΔZ_{0M} no es muy similar a Z_{12} cuando el equipo tiene shunts magnéticos para apantallar al tanque ni cuando se realizan simulaciones magnetostáticas.

La determinación de las impedancias homopolares de cortocircuito a partir de las dimensiones geométricas del transformador permitió hacer las siguientes aportaciones originales:

a) Se propuso un método iterativo para calcular las corrientes inducidas en los arrollamientos en cortocircuito de modo que los enlaces de flujo en dichos arrollamientos sea igual a cero. Una vez obtenidas las corrientes en los arrollamientos, la obtención de las impedancias de cortocircuito se realizó empleando el método 2 propuesto para la determinación de las impedancias magnetizantes. En este sentido, se demostró que los valores de K_X y K_P , que definen la relación entre las geometrías 2D y 3D, pueden variar en un rango relativamente amplio sin un incremento significativo del error de aproximación.

b) Se demostró que el uso de $K_X=3$, que es equivalente al uso directo de los resultados 2D para las reactancias (sin necesidad de considerar las diferencias entre la geometría 2D y 3D), no implica un incremento importante del error de aproximación. Por lo tanto, una buena precisión para calcular las reactancias puede ser obtenida sin considerar las diferencias entre la geometría axis-simétrica 2D y la geometría real 3D. Adicionalmente, se demostró que el uso de $K_P=3$, que es equivalente al uso directo de los resultados 2D para las potencias activas (sin necesidad de considerar las diferencias entre la geometría 2D y 3D), implica un incremento importante del error de aproximación y, por lo tanto, no puede ser recomendado.

c) Se demostró que se obtiene una buena precisión usando un valor intermedio de la permeabilidad magnética equivalente del tanque ($\mu=400$), aunque este parámetro tenga alguna influencia en los resultados. Además, se demostró que no es necesario hallar un valor preciso del espesor equivalente de los shunts magnéticos adosados a las paredes del tanque, pues se obtienen resultados precisos en un rango amplio de dicha variable.

d) Se presentó una descripción conceptual de las trayectorias principales para el flujo magnético homopolar, y se demostró que es válida y útil para una correcta interpretación de los resultados.

8.3. Posibles trabajos futuros

El planteamiento de posibles trabajos de investigación futuros tiene las peculiaridades que suelen caracterizar al hecho de enunciar asuntos que no han sido aún realizados. Sin embargo, a la luz del

trabajo realizado durante esta tesis, podrían mencionarse las siguientes posibles investigaciones a realizar en un futuro:

-Un tema que no pudo ser desarrollado durante esta tesis es la determinación de las impedancias homopolares magnetizantes de los transformadores trifásicos de tres columnas que tienen shunts magnéticos adosados a las paredes del tanque. Este tema permanece aún abierto para el desarrollo de investigación en el área. Las especificaciones de los transformadores comprados por Gas Natural Fenosa, quien suministró los datos necesarios para realizar esta tesis, sólo exigen realizar el ensayo de impedancias homopolares magnetizantes a partir de 2010 (aunque se han comprado muy pocos transformadores a partir de esa fecha). Debido a ello, durante el desarrollo de esta tesis no se pudo contar con los datos de este tipo de ensayos para transformadores con shunts magnéticos adosados a las paredes del tanque.

-La posibilidad de usar el método de las impedancias superficiales para la determinación de las impedancias homopolares con modelos 3D del transformador debiera ser explorada como una alternativa para el ahorro de recursos computacionales.

-Un tema muy amplio que debiera ser desarrollado más en el futuro, y que no fue abordado durante esta tesis, es el calentamiento de los transformadores durante condiciones que contengan corrientes de secuencia homopolar. Por un lado, debe prestarse atención a los efectos de la posible coexistencia de corrientes de distinta secuencia durante las condiciones de desequilibrio. Por otro lado, deben considerarse tanto los temas de calentamiento transitorio como los de régimen permanente, y es muy probable que se requiera considerar diversos detalles de la geometría del tanque y el efecto de los diversos accesorios que puede tener un transformador.

-Otro tema que debiera ser desarrollado en el futuro es la posible estandarización de las condiciones a emplear durante los ensayos para la determinación de las impedancias homopolares de estos transformadores, especialmente cuando se desea vincular las impedancias homopolares magnetizantes con las de impedancias homopolares de cortocircuito para la construcción de los circuitos equivalentes. Durante el estudio de las impedancias homopolares magnetizantes en esta tesis, se sugirió que ambas debieran ser medidas para el mismo valor en por unidad de corriente durante el ensayo, y sería deseable que hubiera valores estandarizados para ello.

REFERENCIAS

- [1] IEEE Std. C57.12.90, "IEEE Standard test code for liquid-immersed distribution, power, and regulating transformers," 1999.
- [2] IEC Std. 60076-1, "Power transformers. Part 1: General," 2000.
- [3] IEC Std. 60076-8, "Power transformers. Part 8: Application guide," 1997.
- [4] R. Del Vecchio, B. Poulin, P. Feghali, D. Shah, R. Ahuja, *Transformer design principles*, CRC Press, 2010.
- [5] Bharat Heavy Electricals Limited, *Transformers*, McGraw-Hill, 2005.
- [6] S. Kulkarni, S. Khaparde, *Transformer engineering: design and practice*, Marcel Dekker Inc., 2004.
- [7] A. Carlson, J. Fuhr, G. Schemel, F. Wegscheider, *Testing of power transformers*, ABB AG, 2003.
- [8] J. Winders, *Power Transformers Principles and Applications*, Marcel Dekker, 2002.
- [9] M. Heathcote, *The J&P transformer book*, Reed Educational and Professional Publishing Ltd., 1998.
- [10] E. Ras, *Transformadores de potencia, medida y protección*, Editorial Marcombo, 1998.
- [11] E.E. Staff del MIT, *Circuitos magnéticos y transformadores*, Editorial Reverté, 1980.
- [12] R. Bean, N. Chackan, H. Moore, E., Wentz, *Transformers for the electric power industry*, McGraw-Hill, 1959.
- [13] L. Blume, A. Boyajian, G. Camilli, T. Lennox, S. Minneci, V. Montsinger, *Transformers engineering*, John Wiley & Sons, 1951.
- [14] K. Karsai, D. Kerényi, L. Kiss, *Large Power Transformers*, Akadémiai Kiadó, 1987.
- [15] N. Tleis, *Power systems modelling and fault analysis*, Newnes, 2008.
- [16] P. Anderson, *Analysis of faulted power systems*, IEEE Press, 1995.
- [17] Siemens, *Electrical engineering handbook*, New Age International, 1981.
- [18] General Electric Company, *G-E Network analyzers* (manual GET-1285A), General Electric Company, 1950.
- [19] Westinghouse Electric Corporation, *Electrical transmission and distribution reference book*, Westinghouse Electric Corporation, 1950.
- [20] C. Wagner, R. Evans, *Symmetrical components*, McGraw-Hill, 1933.
- [21] E. Clarke, *Circuit analysis of AC power systems (vol. 2)*, John Wiley & Sons, 1950.
- [22] K. Binns, P. Lawrenson, C. Trowbridge, *The analytical and numerical solution of electric and magnetic fields*, John Wiley & Sons, 1992.
- [23] A. Krawczyk, J. Tegopoulos, *Numerical modelling of eddy currents*, Clarendon Press, 1993.

- [24] J. Sikulski (editor), *Computational magnetics*, Chapman & Hall, 1995.
- [25] K. Hameyer, B. Belmans, *Numerical modelling and design of electrical machines and devices*, WIT Press, 1999.
- [26] M. Sadiku, *Numerical techniques in electromagnetics*, CRC Press, 2000.
- [27] G. Lehner, *Electromagnetic field theory for engineers and physicists*, Springer, 2010.
- [28] E. Moulin, *The principles of electromagnetism*, Oxford University Press, 1955.
- [29] H. Knoepfel, *Magnetic fields*, John Wiley & Sons, 2000.
- [30] A. Garin, "Zero-phase-sequence characteristics of transformers. Part I," *General Electric Review*, vol. 43, n°3, March 1940, pp. 131-136.
- [31] A. Garin, "Zero-phase-sequence characteristics of transformers. Part II," *General Electric Review*, vol. 43, n°4, April 1940, pp. 174-179.
- [32] B. Cogbill, "Sequence Impedances of Symmetrical 3-Phase Transformer Connections," *Transactions of the American Institute of Electrical Engineers. PART III: Power Apparatus and Systems*, vol.74, No. 3, Feb. 1956, pp. 1313-1323.
- [33] B. Cogbill, "A Zero-Sequence Equivalent Circuit of Autotransformer Connections Which Yields Neutral Shift," *Transactions of the American Institute of Electrical Engineers. PART III: Power Apparatus and Systems*, vol.75, No. 3, Dec. 1956, pp. 1228-1232.
- [34] B. Cogbill, "Phasor-Power Method of Determining Transformer Sequence Impedances," *Transactions of the American Institute of Electrical Engineers. PART III: Power Apparatus and Systems*, vol.78, No. 3, Apr. 1959, pp. 112-119.
- [35] B. Cogbill, "Are stabilizing windings necessary in all Y-connected transformers?," *Transactions of the American Institute of Electrical Engineers. PART III: Power Apparatus and Systems*, vol.78, No. 3, Oct. 1959, pp. 963-970.
- [36] K. Schlosser, "Die nullimpedanzen des voll- und des spartransformators" (in German), *BBC-Nachrichten*, Bd. 44, No. 2, Feb. 1962, pp. 78-83.
- [37] F. Iliceto, "Considerazioni sulla possibilità di rinunciare all'avvolgimento terziario negli autotrasformatori di interconnessione tra reti" (in Italian), *L'Elettrotecnica*, Vol. LII, No. 10, Ottobre 1965, pp. 686-698.
- [38] M. Christoffel, "Nullreaktanzen von transformatoren und drosselspulen" (in German), *Brown Boveri Mitteilungen*, Bd. 52, n°11/12, Nov./Dec. 1965, pp. 837-842.
- [39] E. Balp, "Alcuni aspetti specifici dei problemi di corto circuito e del dimensionamento dell'avvolgimento terziario dei grandi autotrasformatori ad altissima tensione" (in Italian), in *Rendiconti della LXVII Riunione Annuale AEI*, 1966, 6 pp.
- [40] V. Oels, "Ersatzschaltungen des transformers für das nullsystem" (in German), *Elektrotechnische Zeitschrift Ausgabe*, Bd. 89, 1968, pp. 59-62.

- [41] F. Coppadoro, “L’impedenza alla sequenza zero dei trasformatori” (in Italian), *Elettrificazione*, n° 2, Feb. 1970.
- [42] B. Sarkar, A. Mukhopadhyay, “Measurement of sequence impedances of a transformer,” *Proceedings of the Institution of Electrical Engineers*, vol. 126, No. 5, May 1979, pp. 401-402.
- [43] C. Arturi, “Comportamento omopolare dei trasformatori trifasi con nucleo a tre colonne e due avvolgimenti” (in Italian), *L’Energia Elettrica*, n° 1, 1987.
- [44] A. Bossi, A. Baggini, “I trasformatori stella-stella si comportano male in caso di carichi, o guasto, monofase” (in Italian), *Tuttonormel*, Anno VIII, No. 8, Agosto 1994, pp. 1-7.
- [45] R. Allcock, S. Holland, L. Haydock, “Calculation of Zero Phase Sequence Impedance for Power Transformers using Numerical Methods,” *IEEE Trans. on Magnetics*, vol. 31, No. 3, May 1995, pp. 2048-2051.
- [46] T. Ngnegueu, M. Mailhot, A. Munar, M. Sacotte, “Zero Phase Sequence Impedance and Tank Heating Model for Three Phase Three Leg Core Type Power Transformers Coupling Magnetic Field and Electric Circuit Equations in a Finite Element Software,” *IEEE Trans. on Magnetics*, vol. 31, No. 3, May 1995, pp. 2068-2071.
- [47] J. Zillmer, M. Fritsch, J. Goldnau, H. Pundt, “Determination of zero impedances of 3-phase-current transformers by measurement,” *14th International Conference and Exhibition on Electricity Distribution, CIRED. Part 1: Contributions (IEE Conf. Publ. No. 438)*, June 1997, pp. 33/1-33/6.
- [48] J. Vernieri, M. Barbieri, P. Arnera, “Consequence of an unbalanced supplying condition on a distribution transformer,” in *Proceedings of the 2001 Porto Power Tech Conference*, Porto, Portugal, pp. 1-6.
- [49] M. Tsili, S. Papathanassiou, “Analysis of a three-limb core power transformer under earth fault,” *Proceedings of the 16th International Conference on Electrical Machines*, Cracow, Poland, 2004, pp. 1-6.
- [50] G. Rosselli, “Transformer test to calculate Z_0 for interconnected windings transformers using symmetrical sequence components,” *IEEE Power Engineering Society General Meeting*, San Francisco, California, USA, June 2005, pp. 1863 - 1868 (vol. 2).
- [51] M. Tsili, S. Papathanassiou, “Zero-sequence flux protection of a three-limb core power transformer,” *Proceedings of the 17th International Conference on Electrical Machines*, Chania, Greece, 2006, pp. 338-343.
- [52] J. Wang, R. Lascu, “Zero sequence circuit of three-legged core type transformers,” *Proceedings of the 62nd Annual Conference for Protective Relay Engineers*, Austin, TX, USA, 2009.
- [53] X. Lopez; C. Alvarez, P. Penabad, J. Turowski, “RNM2D_0 Fast stray losses hazard evaluation on transformer tank wall and cover due to zero sequence,” *Proceedings of the 3rd International*

- Advanced Research Workshop on Transformers, Santiago de Compostela, Spain, Oct. 2010*, pp. 338-343.
- [54] L. Meng, "Measurement of zero sequence impedance for three winding transformers," *The Singapore Engineer*, Jan. 2010, pp. 26-28.
 - [55] R. Bhide, S. Kulkarni, P. Bhandarkar, "Analytical description for zero-sequence characteristics of five-legged core construction in transformers", *IET Electric Power Applications*, vol. 4, No. 6, July 2010, pp. 407-417.
 - [56] P. Penabad, X. Lopez, C. Alvarez, "Transformer tertiary stabilizing windings. Part I: Apparent power rating," in *Proceedings of the XXth International Conference on Electrical Machines (ICEM)*, Marseille, France, 2012, pp. 2362-2368.
 - [57] P. Penabad, X. Lopez, C. Alvarez, "Transformer tertiary stabilizing windings. Part II: Overheating hazard on tank walls," in *Proceedings of the XXth International Conference on Electrical Machines (ICEM)*, Marseille, France, 2012, pp. 2369-2374.
 - [58] S. Zirka, Y. Moroz, C. Arturi, "Accounting for the Influence of the Tank wall of three-Phase, Three-Limb Transformer," *IEEE Trans. on Power Delivery* (in press) doi: 10.1109/TPWRD.2014.2307117.
 - [59] H. Stephens, "Transformer Reactance and Losses with Nonuniform Windings," *AIEE Transactions*, vol. 53, n°2, Feb. 1934, pp. 346-349.
 - [60] D. Chase, A. Garin, "Split Winding Transformers," *AIEE Transactions*, vol. 52, n°6, June 1934, pp. 914-922.
 - [61] A. Garin, K. Paluev, "Transformer circuit impedance calculations," *AIEE Transactions*, vol. 55, n°6, June 1936, pp. 717-730.
 - [62] A. Langley, "The influence of various factors upon the leakage reactance of transformers," *Journal of the Institution of Electrical Engineers*, vol. 86, May 1940, pp. 485-495.
 - [63] A. Boyajian, "Leakage Reactance of Irregular Distributions of Transformer Windings by the Method of Double Fourier Series," *Transactions of the American Institute of Electrical Engineers. PART III: Power Apparatus and Systems*, vol.73, No. 2, Oct. 1954, pp. 1078-1086.
 - [64] A. Halacsy, "Leakage Reactance of Transformers," *Transactions of the American Institute of Electrical Engineers. PART III: Power Apparatus and Systems*, vol.75, No. 3, Apr. 1956, pp. 233-238.
 - [65] A. Mukhopadhyay, "Leakage impedance measurement of a three-phase core type transformer using Kron's mesh approach", *Matrix & Tensor Quarterly*, vol. 22, n°4, June 1972, pp. 138-151.
 - [66] M. Lachman, Y. Shafir, "Influence of single phase excitation and magnetizing reactance on transformer leakage reactance measurement," *IEEE Trans. on Power Delivery*, vol. 12, No. 4, Oct. 1997, pp. 1538-1546.

- [67] J. Hayek, "Analytic calculation of leakage inductances of dual frequency concentric windings transformers", *Proceedings of the Fifth International Conference on Electrical Machines and Systems, ICEMS 2001*, Shenyang, China, Aug. 2001, pp. 194-197 (vol. 1).
- [68] J. Hayek, "Short-circuit reactances of multi-secondaries concentric windings transformers," *IEEE International Electric Machines and Drives Conference, IEMDC 2001*, Cambridge, Massachusetts, USA, Jun. 2001, pp. 462-465.
- [69] J. Hayek, T. Sobczyk, "Analytic one-dimensional design method for railways traction transformers," *IEEE International Electric Machines and Drives Conference, IEMDC' 03*, Madison, Wisconsin, USA, June 2003, pp. 1760-1765 (vol. 3).
- [70] P. Picher, L. Bolduc, R. Gagnon, G. Sybille, "Study of the apparent load loss unbalance in three-phase transformers", *Canadian Conference on Electrical and Computer Engineering*, May 2005, pp. 1473-1476.
- [71] R. Escarela-Perez, S. Kulkarni, N. Kodela, J. Olivares-Galvan, "Asymmetry During Load-Loss Measurement of Three-Phase Three-Limb Transformers," *IEEE Trans. on Power Delivery*, vol. 22, No. 3, July 2007, pp. 1566-1574.
- [72] R. Escarela-Perez, S. Kulkarni, E. Melgoza, "Multi-port network and 3D finite-element models for accurate transformer calculations: Single-phase load-loss test", *Electric Power Systems Research*, Vol. 78, n° 11, Nov. 2008, pp. 1941-1945.
- [73] R. Escarela-Perez, S. Kulkarni, J. Alvarez-Ramirez, K. Kaushik, "Analytical Description of the Load-Loss Asymmetry Phenomenon in Three-Phase Three-Limb Transformers," *IEEE Trans. on Power Delivery*, vol. 24, No. 2, April 2009, pp. 695-702.
- [74] A. Boyajian, "Theory of Three-Circuit Transformers," *AIEE Transactions*, vol. XLIII, Feb. 1924, pp. 508-529.
- [75] A. Boyajian, "Inversion Currents and Voltages in Auto-Transformers," *AIEE Transactions*, vol. 49, n°2, Apr. 1930, pp. 810-818.
- [76] F. Starr, "Equivalent Circuits-I," *AIEE Transactions*, vol. 51, n°2, June 1932, pp. 287-298.
- [77] F. Starr, "An equivalent circuit for the four-winding transformer," *General Electric Review*, vol. 36, n°3, March 1933, pp. 150-152.
- [78] A. Boyajian, "Progress in Three-Circuit Theory," *AIEE Transactions*, vol. 52, n°3, Sept. 1933, pp. 914-917.
- [79] L. Aicher, "A useful equivalent circuit for a five-winding transformer," *AIEE Transactions*, vol. 62, No. 2, Feb. 1943, pp. 66-70.
- [80] G. Slemon, "Equivalent circuits for transformers and machines including non-linear effects," *Proceedings of the IEE - Part II: Power Engineering*, vol. 100, No. 77, Oct. 1953, pp. 577-581.

- [81] G. Slemon, "Equivalent circuits for transformers and machines including non-linear effects," *Proceedings of the IEE - Part IV: Institution Monographs*, vol. 100, No. 5, Oct. 1953, pp. 129-143.
- [82] K. Schlosser, "Eine auf physikalischer grundlage ermittelte ersatzschaltung für transformatoren mit mehreren wicklungen" (in German), *BBC- Nachrichten*, Bd. 45, No. 3, Mar. 1963, pp. 107-132.
- [83] V. Brandwajn, H. Dommel, I. Dommel, "Matrix representation of three-phase N-winding transformers for steady-state and transient studies," *IEEE Trans. on Power Apparatus and Systems*, vol. PAS-101, No. 6, June 1982, pp. 1369-1378.
- [84] F. de Leon, A. Semlyen, "Efficient calculation of elementary parameters of transformers," *IEEE Trans. on Power Delivery*, vol. 7, No. 1, Jan. 1992, pp. 376-383.
- [85] A. Narang, R. Brierley, "Topology based magnetic model for steady-state and transient studies for three-phase core type transformers", *IEEE Trans. on Power Delivery*, Vol. 9, n° 3, Aug. 1994, pp. 1337-1349.
- [86] M. Elleuch, M. Poloujadoff, "A Contribution to the Modeling of Three Phase Transformers Using Reluctances," *IEEE Trans. on Magnetics*, vol. 32, No. 2, March 1996, pp. 335-343.
- [87] X. Chen, S. Venkata, "A three-phase three-winding core-type transformer model for low-frequency transient studies", *IEEE Transactions on Power Delivery*, Vol. 12, n° 2, April 1997, pp. 775-782.
- [88] J. Wang, A. Witulski, J. Vollin, T. Phelps, G. Cardwell, "Derivation, calculation and measurement of parameters for a multi-winding transformer electrical model", *Fourteenth Annual Applied Power Electronics Conference and Exposition, APEC' 99*, Dallas, Texas, USA, March 1999, pp. 220-226 (vol. 1).
- [89] M. Enns, "Object-Oriented Sequence-Domain Representation of Transformers for Network Analysis," *IEEE Trans. on Power Systems*, vol. 16, No. 2, May 2001, pp. 188-193.
- [90] T. Henriksen, "Transformer leakage flux modeling", *IV International Conference on Power Systems Transients*, Río de Janeiro, Brasil, June 2001, pp. 1-6.
- [91] T. Henriksen, "How to Avoid Unstable Time Domain Responses Caused by Transformer Models", *IEEE Transactions on Power Delivery*, Vol. 17, n° 2, April 2002, pp. 516-522.
- [92] S. Moorthy, D. Hoadley, "A New Phase-Coordinate Transformer Model for Ybus Analysis," *IEEE Trans. on Power Systems*, vol. 17, No. 4, Nov. 2002, pp. 951-956.
- [93] S. Carneiro, H. Martins, "Measurements and model validation on three-phase core-type distribution transformers", *IEEE Power Engineering Society General Meeting*, Vol. 1, July 2003, pp. 120-124.

- [94] X. Margueron, J. Keradec, "Identifying the magnetic part of the equivalent circuit of n-winding transformer", *Instrumentation and Measurement Technology Conference*, Ottawa, Canada, May 2005, pp. 1064-1069.
- [95] F. Córcoles, L. Sáinz, J. Pedra, J. Sánchez-Navarro, M. Salichs, "Three-phase transformer modelling for unbalanced conditions, Part I: core modelling and introductory examples," *IET Electric Power Applications*, vol. 2, n° 2, March 2008, pp. 99-112.
- [96] F. de León, J. Martinez, "Dual Three-Winding Transformer Equivalent Circuit Matching Leakage Measurements," *IEEE Trans. on Power Delivery*, vol. 24, No. 1, Jan. 2009, pp. 160-168.
- [97] F. Córcoles, L. Sáinz, J. Pedra, J. Sánchez-Navarro, M. Salichs, "Three-phase transformer modelling for unbalanced conditions, Part II: general formulation," *IET Electric Power Applications*, vol. 3, n° 1, January 2009, pp. 19-39.
- [98] S. Varricchio, S. Gomes, R. Rangel, "Three winding transformer s-domain model for modal analysis of electrical networks", *International Journal of Electrical Power & Energy Systems*, Vol. 33, n° 3, Mar. 2011, pp. 420-429.
- [99] R. Rifaat, "Modeling and applications of three winding transformers in industrial and commercial facilities. Part 2: Unbalanced and transient analysis," in *Proceedings of the 46th Annual Meeting of the IEEE Industry Applications Society (IAS)*, Orlando, Florida, USA, 2011, 6 pp.
- [100] H. Kerr, S. Palmer, "Developments in the Design of Large Power Transformers," *Proceedings of the Institution of Electrical Engineers*, vol. 111, No. 4, April 1964, pp. 823-832.
- [101] M. Thomas, "Mathematical Model of Load Loss in Shell Form Transformers," *IEEE Trans. on Power Apparatus and Systems*, vol. PAS-98, No. 1, Jan 1979, pp. 174-180.
- [102] S. Kulkarni, S. Khaparde, "Stray Loss Evaluation in Power Transformers - A Review," *IEEE Power Engineering Society Winter Meeting*, Jan. 2000, pp. 2269-2274.
- [103] J. Olivares, Y. Liu, J. Cañedo, R. Escarela-Pérez, J. Driesen, P. Moreno, "Reducing Losses in Distribution Transformers," *IEEE Trans. on Power Delivery*, vol. 18, No. 3, July 2003, pp. 821-826.
- [104] J. Olivares-Galván, P. Georgilakis, R. Ocon-Valdez, "A Review of Transformer Losses," *Electric Power Components and Systems*, vol. 37, No. 9, Sept. 2009, pp. 1046-1062.
- [105] F. Vogel, E. Adolphson, "A Stray Loss Problem in Transformer Tanks," *Transactions of the American Institute of Electrical Engineers. PART III: Power Apparatus and Systems*, vol.73, No. 1, Aug. 1954, pp. 760-764.
- [106] N. Mullineux, J. Reed, "Eddy-Current Shielding of Transformer Tanks," *Proceedings of the Institution of Electrical Engineers*, vol. 113, No. 5, May 1966, pp. 815-818.

- [107] D. Allan, N. Mullineux, J. Reed, "Some Effects of Eddy Currents in Aluminium Transformer Tanks" *Proceedings of the Institution of Electrical Engineers*, vol. 120, No. 6, June 1973, pp. 681-685.
- [108] Z. Valkovic, "Calculation of the Losses in Three-Phase Transformer Tanks," *IEE Proceedings C - Generation, Transmission and Distribution*, vol. 127, No. 1, Jan. 1980, pp. 20-25.
- [109] A. Basak, H. Kendall, "Leakage flux in the steel tank of a 2.5-kVA single phase transformer", *IEEE Transactions on Magnetics*, Vol. 23, n° 5, Sept. 1987, pp. 3831-3835.
- [110] H. Kendall, A. Basak, "Effects of clamping bars on leakage flux in transformer tanks", *Digests of International Magnetics Conference, INTERMAG '90*, Apr. 1990, page DP-04.
- [111] J. Turowski, M. Kopec, M. Turowski, "3-D computation and reduction of stray losses in transformer tanks with combined Cu & Fe screens," *Compel: The International Journal for Computation and Mathematics in Electrical and Electronics Engineering*, vol. 11, No. 1, 1992, pp. 141-144.
- [112] S. Holland, G. O'Connell, L. Haydock, "Calculating Stray Losses in Power Transformers Using Surface Impedance With Finite Elements," *IEEE Trans. on Magnetics*, vol. 28, No. 2, March 1992, pp. 1355-1358.
- [113] C. Guérin, G. Tanneau, G. Meunier, "3D Eddy Current Losses Calculation in Transformer Tanks Using the Finite Element Method," *IEEE Trans. on Magnetics*, vol. 29, No. 2, March 1993, pp. 1419-1422.
- [114] J. Turowski, M. Kopec, "3-D Hybrid Analytically-numerical computation of tank losses in 3-phase power transformers," *Compel: The International Journal for Computation and Mathematics in Electrical and Electronics Engineering*, vol. 13, No. 1, 1994, pp. 105-108.
- [115] C. Yongbin, Y. Junyou, Y. Hainian, T. Renyuan, "Study on Eddy Current Losses and Shielding Measures in Large Power Transformers," *IEEE Trans. on Magnetics*, vol. 30, No. 5, Sept. 1994, pp. 3068-3071.
- [116] C. Guérin, G. Meunier, G. Tanneau, "Surface Impedance for 3D Non-linear Eddy Current Problems - Application to Loss Computation in Transformers," *IEEE Trans. on Magnetics*, vol. 32, No. 3, May 1996, pp. 808-811.
- [117] Y. Higuchi, M. Koizumi, "Integral Equation Method with Surface Impedance Model for 3D Eddy Current Analysis in Transformers," *IEEE Trans. on Magnetics*, vol. 36, No. 4, July 2000, pp. 774-779.
- [118] M. Rizzo, A. Savini, J. Turowski, "Influence of Flux Collectors on Stray Losses in Transformers," *IEEE Trans. on Magnetics*, vol. 36, No. 4, July 2000, pp. 1915-1918.

- [119] M. Rizzo, A. Savini, J. Turowski, "Dependence of forces, eddy current and stray losses on screening in power transformers," *Proceedings of the Fifth International Conference on Electrical Machines and Systems, ICEMS 2001*, Shenyang, China, Aug. 2001, pp. 182-185 (vol. 1).
- [120] J. Olivares, J. Cañedo, P. Moreno, J. Driesen, R. Escarela, S. Palanivasagam, "Experimental study to reduce the distribution-transformers stray losses using electromagnetic shields", *Electric Power Systems Research*, Vol. 63, n° 1, Aug. 2002, pp. 1-7.
- [121] P. Di Barba, M. Mognaschi, A. Savini, J. Turowski, "Cost-Effective Optimal Design of Screens in Power Transformers," *11th International Symposium on Electromagnetic Fields in Electrical Engineering*, Sept. 2003, pp. 41-45.
- [122] A. Saleh, A. Omar, A. Amin, A. Adly, T. Fawzi, S. El-Debeiky, "Estimation and Minimization Techniques of Transformer Tank Losses," *Proceedings of the CIGRE Conference*, Paper No. A2-104, Aug. 2004, 6 pp.
- [123] L. Susnjic, Z. Haznadar, Z. Valkovic, "Electromagnetic Analysis Applied to the Prediction of Stray Losses in Power Transformer," *International Conference on Electrical Machines*, Sept. 2004, 5 pp.
- [124] Z. Janic, Z. Valkovic, "Optimisation of Transformer Tank Shields," *XII International Symposium on Electromagnetic Fields in Mechatronics, Electrical and Electronic Engineering*, Baiona, Spain, Sept. 2005, 6 pp.
- [125] L. Susnjic, Z. Haznadar, Z. Valkovic, "Stray losses computation in power transformer," *12th Biennial IEEE Conference on Electromagnetic Field Computation*, Miami, Florida, USA, Apr.-May 2006, pp. 490.
- [126] M. Krasl, R. Vlk, "Calculation of Transformer Tank Losses," *5th WSEAS Int. Conference on Applied Electromagnetics, Wireless and Optical Communications*, Dec. 2007, pp. 88-91.
- [127] L. Susnjic, Z. Haznadar, Z. Valkovic, "3D finite-element determination of stray losses in power transformer", *Electric Power Systems Research*, Vol. 78, n° 10, Oct. 2008, pp. 1814-1818.
- [128] X. Lopez, P. Penabad, J. Turowski, "3-D Methodology for the Heating Hazard Assessment on Transformer Covers," *Proceedings of the XIX International Conference on Electrical Machines*, Rome, Italy, 2010, 6 pp.
- [129] W. Deuring, "Induced Losses in Steel Plates in the Presence of an Alternating Current," *Transactions of the American Institute of Electrical Engineers. PART III: Power Apparatus and Systems*, vol.76, No. 3, June 1957, pp. 166-171.
- [130] S. Saito, K. Inagaki, T. Sato, Y. Inui, K. Okuyama, H. Otani, "Eddy currents in structure surrounding large current bushings of a large capacity transformer," *IEEE Trans. on Power Apparatus and Systems*, vol. PAS-100, No. 11, Nov. 1981, pp. 4502-4509.

- [131] T. Renyuan, Y. Junyou, W. Zhouxiong, L. Feng, L. Chunrong, X. Zihong, "Computation of eddy current losses by heavy current leads and windings in large transformers using IEM coupled with improved R- Ψ method," *IEEE Trans. on Magnetics*, vol. 26, No. 2, March 1990, pp. 493-496.
- [132] Y. Junyou, T. Renyuan, L. Yan, C. Yongbin, "Eddy Current Fields and Overheating Problems due to Heavy Current Carrying Conductors," *IEEE Trans. on Magnetics*, vol. 30, No. 5, Sept. 1994, pp. 3064-3067.
- [133] Y. Junyou, T. Renyuan, W. Chengyuan, Z. Meiwen, C. Yongbin, "New Preventive Measures against Stray Field of Heavy Current Carrying Conductors," *IEEE Trans. on Magnetics*, vol. 32, No. 3, May 1996, pp. 1489-1492.
- [134] D. Koppikar, S. Kulkarni, S. Khaparde, S. Jha, "Evaluation of eddy losses due to high current leads in transformers," *IEE Proceedings - Science, Measurement and Technology*, vol. 144, No. 1, Jan. 1997, pp. 34-38.
- [135] J. Turowski, A. Pelikant, "Eddy Current Losses and Hot-spot Evaluation in Cover Plates of Power Transformers," *IEE Proceedings - Electric Power Applications*, vol. 144, No. 6, Nov. 1997, pp. 435-440.
- [136] D. Kim, S. Hahn, S. Kim, "Improved Design of Cover Plates of Power Transformers for Lower Eddy Current Losses," *IEEE Trans. on Magnetics*, vol. 35, No. 5, Sept. 1999, pp. 3529-3531.
- [137] R. Tang, Y. Hu, Z. Liang, D. Xie, "Computation of 3-D Open Boundary Eddy-Current Fields in Large Transformers Using T, Ψ - ϕ m Method Coupled With GTM," *IEEE Trans. on Magnetics*, vol. 38, No. 2, March 2002, pp. 1257-1260.
- [138] R. Del Vecchio, "Eddy-Current Losses in a Conducting Plate Due to a Collection of Bus Bars Carrying Currents of Different Magnitudes and Phases," *IEEE Trans. on Magnetics*, vol. 39, No. 1, Jan. 2003, pp. 549-552.
- [139] G. Buchgraber, O. Bíró, P. Kalcher, K. Preis, "Computation of Temperature Rise in Transformer Bushing Adapters", *IEEE PES Transmission and Distribution Conference and Exposition*, Sept. 2003, pp. 836-840.
- [140] J. Olivares, R. Escarela-Perez, S. Kulkarni, F. de León, E. Melgoza-Vasquez, O. Hernández-Anaya, "Improved Insert Geometry for Reducing Tank-Wall Losses in Pad-Mounted Transformers," *IEEE Trans. on Power Delivery*, vol. 19, No. 3, July 2004, pp. 1120-1126.
- [141] S. Kulkarni, J. Olivares, R. Escarela-Perez, V. Lakhiani, J. Turowski, "Evaluation of Eddy Current Losses in the Cover Plates of Distribution Transformers," *IEE Proceedings - Science, Measurement and Technology*, vol. 151, No. 5, Sept. 2004, pp. 313-318.
- [142] J. Olivares, R. Escarela-Perez, S. Kulkarni, F. de León, M. Venegas-Vega, "2D finite-element determination of tank wall losses in pad-mounted transformers", *Electric Power Systems Research*, Vol. 71, n° 2, Oct. 2004, pp. 179-185.

- [143] S. Ho, Y. Li, R. Tang, K. Cheng, S. Yang, "Calculation of Eddy Current Field in the Ascending Flange for the Bushings and Tank Wall of a Large Power Transformer," *IEEE Trans. on Magnetics*, vol. 44, No. 6, June 2008, pp. 1522-1525.
- [144] M. Motalleb, M. Vakilian, A. Abbaspour, "Calculation of eddy current losses caused by leads and other current sources in high current power transformers", *Australasian Universities Power Engineering Conference, AUPEC'08*, Dec. 2008, pp. 1-6.
- [145] X. Lopez, P. Penabad, J. Turowski, "Three-dimensional methodology for the overheating hazard assessment on transformer covers," *IEEE Trans. on Industry Applications*, Vol. 48, nº 5, Sept./Oct. 2012, pp. 1549-1555.
- [146] P. Penabad, X. Lopez, J. Turowski, P. Ribeiro, "3D heating hazard assessment on transformer covers. Arrangement decisions," *Compel: The International Journal for Computation and Mathematics in Electrical and Electronic Engineering*, vol. 31, no. 2, pp. 703-7015, 2012.
- [147] P. Penabad, P. Di Barba, X. Lopez, J. Turowski, "Electromagnetic and thermal parameter identification method for best prediction of temperature distribution on transformer tank covers," in *Proceedings of the XVIth International Symposium on Electromagnetic Fields (ISEF)*, Ohrid, Macedonia, 2013, 7 pp.
- [148] J. Turowski, "Power Measurement at Very Low Power Factor or Low Voltage," *Proceedings of the Institution of Electrical Engineers*, vol. 112, No. 4, April 1965, pp. 740-741.
- [149] N. Niewierowicz, J. Turowski, "New Thermometric Method of Measuring Power Losses in Solid Metal Elements," *Proceedings of the Institution of Electrical Engineers*, vol. 119, No. 5, May 1972, pp. 629-636.
- [150] E. Billig, "Mechanical stresses in transformer windings," *Journal of the Institution of Electrical Engineers - Part II: Power Engineering*, vol. 93, No. 33, June 1946, pp. 227-243.
- [151] E. Billig, "The calculation of the magnetic field of rectangular conductors in a closed slot, and its application to the reactance of transformer windings," *Proceedings of the IEE - Part II: Power Engineering*, vol. 98, No. 65, Oct. 1951, pp. 648-649.
- [152] E. Billig, "The calculation of the magnetic field of rectangular conductors in a closed slot, and its application to the reactance of transformer windings," *Proceedings of the IEE - Part IV: Institution Monographs*, vol. 98, No. 1, Oct. 1951, pp. 55-64.
- [153] M. Waters, "The measurement and calculation of axial electromagnetic forces in concentric transformer windings", *Journal of the Institution of Electrical Engineers*, vol. 1954, No. 2, Feb. 1954, pp. 63-64.
- [154] M. Waters, "The measurement and calculation of axial electromagnetic forces in concentric transformer windings", *Proceedings of the IEE - Part II: Power Engineering*, vol. 101, No. 79, Feb. 1954, pp. 35-46.

- [155] E. King, "Equivalent Circuits for Two-Dimensional Magnetic Fields: I-The Static Field," *IEEE Trans. on Power Apparatus and Systems*, vol. PAS-85, No. 9, Sept. 1966, pp. 927-935.
- [156] E. King, "Equivalent Circuits for Two-Dimensional Magnetic Fields: II-The Sinusoidally Time-Varying Field," *IEEE Trans. on Power Apparatus and Systems*, vol. PAS-85, No. 9, Sept. 1966, pp. 936-945.
- [157] P. Hammond, "Roth's method for solution of boundary-value problems," *Proceedings of the Institution of Electrical Engineers*, vol. 114, No. 12, Dec. 1967, pp. 1969-1976.
- [158] N. Mullineux, J. Reed, C. De Kuijper, P. Hammond, "Discusión de 'Roth's method for solution of boundary-value problems,'" *Proceedings of the Institution of Electrical Engineers*, vol. 116, No. 2, Feb. 1969, pp. 291-293.
- [159] J. Turowski, M. Turowski, M. Kopec, "Method of Three-Dimensional Network Solution of Leakage Field of Three-phase Transformers," *IEEE Trans. on Magnetics*, vol. 26, No. 5, Sept. 1990, pp. 2911-2919.
- [160] D. Koppikar, S. Kulkarni, J. Turowski, "Fast 3-Dimensional Interactive Computation of Stray Field and Losses in Asymmetric Transformers," *IEE Proceedings - Generation, Transmission and Distribution*, vol. 147, No. 4, July 2000, pp. 197-201.
- [161] A. Soto, D. Souto, J. Turowski, X. Lopez-Fernandez, D. Couto, "Software for Fast Interactive Three-Dimensional Modeling of Electromagnetic Leakage Field and Magnetic Shunts Design in Shell Type Transformers," *2008 International Conference on Electrical Machines*, Vilamoura, Portugal, Sept. 2008, pp. 1-6.
- [162] O. Andersen "Transformer leakage flux program based on the finite element method," *IEEE Trans. on Power Apparatus and Systems*, vol. PAS-92, No. 2, Mar. 1973, pp. 682-689.
- [163] C. Carpenter, "Finite-element network models and their application to eddy-current problems," *Proceedings of the Institution of Electrical Engineers*, vol. 122, No. 4, Apr. 1975, pp. 455-462.
- [164] A. Bossavit, J. Vérité, "The 'Trifou' code: solving the 3-d eddy-currents problem by using H as state variable," *IEEE Trans. on Magnetics*, vol. 19, No. 6, Nov. 1983, pp. 2465-2470.
- [165] M. Coulson, T. Preston, A. Reece, "3-Dimensional finite-element solvers for the design of electrical equipment", *IEEE Transactions on Magnetics*, Vol. 21, nº 6, Nov. 1985, pp. 2476-2479.
- [166] X. Dexin, T. Yunqiu, X. Zihong, "FEM Analysis of 3D Eddy Current Field in Power Transformer," *IEEE Trans. on Magnetics*, vol. 23, No. 5, Sept. 1987, pp. 3786-3788.
- [167] O. Bíró, K. Preis, "On the Use of the Magnetic Vector Potential in the Finite Element Analysis of Three-Dimensional Eddy Currents," *IEEE Trans. on Magnetics*, vol. 25, No. 4, July 1989, pp. 3145-3157.

- [168] D. Koppikar, S. Kulkarni, G. Ghosh, S. Ainapure, J. Bhavsar, "Circulating-current loss in transformer windings," *IEE Proceedings - Science, Measurement and Technology*, vol. 145, No. 4, July 1998, pp. 136-140.
- [169] T. Renyuan, L. Feng, L. Yan, C. Xiang, "Analysis of Transient Non-Linear Eddy Current Fields by Space-Time Finite Element Method," *IEEE Trans. on Magnetics*, vol. 34, No. 5, Sept. 1998, pp. 2577-2580.
- [170] D. Koppikar, S. Kulkarni, P. Srinivas, S. Khaparde, R. Jain, "Evaluation of flitch plate losses in power transformers," *IEEE Trans. on Power Delivery*, vol. 14, No. 3, July 1999, pp. 996-1001.
- [171] V. Darley, "The use of finite element techniques in the design and analysis of power transformers," *IEE Seminar on Current Trends in the Use of Finite Elements (FE) in Electromechanical Design and Analysis*, London, United Kingdom, Jan. 2000, pp. 11/1-11/4.
- [172] T. Renyuan, W. Shenghui, L. Yan, W. Xiulian, C. Xiang, "Transient Simulation of Power Transformers Using 3D Finite Element Model Coupled to Electric Circuit Equations," *IEEE Trans. on Magnetics*, vol. 36, No. 4, July 2000, pp. 1417-1420.
- [173] L. Longfu, W. Ziya, T. Tiaosheng, "The method solving short-circuit impedance between two interleave windings in the multi-winding core-type transformer with finite element method," *Proceedings of the Fifth International Conference on Electrical Machines and Systems, ICEMS 2001*, Shenyang, China, Aug. 2001, pp. 254-256 (vol. 1).
- [174] Z. Liang, J. Li, R. Tang, "A 2D calculation method for transformers with helicoidal windings," *Proceedings of the Sixth International Conference on Electrical Machines and Systems, ICEMS 2003*, Beijing, China, Nov. 2003, pp. 329-331 (vol. 1).
- [175] X. Wang, S. Yu, Q. Zhao, S. Wang, R. Tang, X. Yuan, "Effect of helical angle of winding in large power transformer", *Proceedings of the Sixth International Conference on Electrical Machines and Systems, ICEMS 2003*, Beijing, China, Nov. 2003, pp. 355-357 (vol. 1).
- [176] S. Jamali, M. Ardebili, K. Abbaszadeh, "Calculation of Short Circuit Reactance and Electromagnetic Forces in Three Phase Transformer by Finite Element Method," *Proceedings of the Eighth International Conference on Electrical Machines and Systems, ICEMS 2005*, Sept. 2005, Nanjing, China, pp. 1725-1730 (vol. 3).
- [177] K. Preis, O. Biró, G. Buchgraber, I. Tícar, "Thermal-electromagnetic coupling in the finite-element simulation of power transformers", *IEEE Transactions on Magnetics*, Vol. 42, n° 4, Apr. 2006, pp. 999-1002.
- [178] M. Ardebili, K. Abbaszadeh, S. Jamali, H. Toliyat, "Winding Arrangement Effects on Electromagnetic Forces and Short-Circuit Reactance Calculation in Power Transformers via Numerical and Analytical Methods," *12th Biennial IEEE Conference on Electromagnetic Field Computation*, Miami, Florida, USA, Apr.-May 2006, pp. 506.

- [179] D. Žarko, Z. Maljković, S. Štefan, "Calculation of Losses in the Core Clamps of a Transformer Using 3-D Finite-Element Method," *SAEM 2006 - Polish Symposium On Applied Electromagnetics*, June 2006, 4 pp.
- [180] J. Smolka, D. Ingham, L. Elliott, A. Nowak, "Enhanced numerical model of performance of an encapsulated three-phase transformer in laboratory environment", *Applied Thermal Engineering*, Vol. 27, n° 1, Jan. 2007, pp. 156-166.
- [181] G. Kumbhar, S. Kulkarni, "Analysis of Short-Circuit Performance of Split-Winding Transformer Using Coupled Field-Circuit Approach," *IEEE Trans. on Power Delivery*, vol. 22, No. 2, April 2007, pp. 936-943.
- [182] J. Smolka, A. Nowak, "Predicting Hot Spots Using Multiphysics," *ANSYS Advantage*, vol. 1, No. 4, 2007, pp. 4-5.
- [183] A. Reddy, M. Vijaykumar, "Hottest spot and Life Evaluation of Power Transformer Design using Finite Element Method," *Journal of Theoretical and Applied Information Technology*, vol. 4, No. 3, March 2008, pp. 238-243.
- [184] M. Venegas, R. Escarela, T. Niewierowicz, "3D Finite Element Estimation of Stray Losses in Three-Phase Transformers," *Journal of Applied Computer Science*, vol. 16, No. 1, 2008, pp. 89-100.
- [185] M. Tsili, A. Kladas, P. Georgilakis, "Computer aided analysis and design of power transformers", *Computers in Industry*, Vol. 59, n° 4, Apr. 2008, pp. 338-350.
- [186] E. Saraiva, M. Chaves, J. Camacho, "Three-phase transformer representation using FEMM, and a methodology for air gap calculation", *2008 International Conference on Electrical Machines*, Vilamoura, Portugal, Sept. 2008, pp. 1-6.
- [187] C. Adalja, M. Jain, "Analysis of Stray Losses in Power Transformers by 3-D Magnetic Field Simulation," *Fifteenth National Power Systems Conference (NPSC)*, Dec. 2008, pp. 498-503.
- [188] S. Wiak, P. Drzymala, H. Welfle, "3D Computer Field Model of Power Transformer-Magnetic Field and Power Losses Computation," *2010 International Conference on Electrical Machines*, Rome, Italy, Sept. 2010, pp. 1-6.
- [189] J. Smolka, A. Nowak, "Experimental validation of the coupled fluid flow, heat transfer and electromagnetic numerical model of the medium-power dry-type electrical transformer", *International Journal of Thermal Sciences*, Vol. 47, n° 10, Oct. 2008, pp. 1393-1410.
- [190] X. Li, Q. Chen, S. Wu, Y. Zhou, "Calculation of leakage reactance for HTS transformer windings with magneto-motive force imbalance," *Proceedings of the Sixth International Conference on Electrical Machines and Systems, ICEMS 2008*, Wuhan, China, Oct. 2008, pp. 4507-4512.

- [191] V. Haritha, T. Rao, A. Jain, M. Ramamoorthy, "Thermal Modeling of Electrical Utility Transformer Using Finite Element Modeling Technique and Thermal-Electrical Analogy," *Third International Conference on Power Systems*, Kharagpur, India, Dec. 2009, 6 pp.
- [192] Z. Cheng, N. Takahashi, B. Forghani, Y. Du, J. Zhang, L. Liu, Y. Fan, Q. Hu, C. Jiao, J. Wang, "Large Power Transformer-Based Stray-Field Loss Modeling and Validation," *IEEE International Electric Machines and Drives Conference, IEMDC' 09*, Miami, Florida, May 2009, pp. 548-555.
- [193] Y. Quan, J. Shan, "Mechanical Forces and Magnetic field Simulation of Transformer with Finite Element Method", *Second International Conference on Mechanic Automation and Control Engineering*, July 2011, pp. 1390-1393.
- [194] A. Demenko, "Equivalent RC Networks with Mutual Capacitances for Electromagnetic Field Simulation of Electrical Machine Transients," *IEEE Trans. on Magnetics*, vol. 28, No. 2, March 1992, pp. 1406-1409.
- [195] A. Demenko, L. Nowak, W. Szelag, "Reluctance Network Formed by Means of Edge Element Method," *IEEE Trans. on Magnetics*, vol. 34, No. 5, Sept. 1998, pp. 2485-2488.
- [196] A. Demenko, "Three Dimensional Eddy Current Calculation Using Reluctance-Conductance Network Formed by Means of FE Method," *IEEE Trans. on Magnetics*, vol. 36, No. 4, July 2000, pp. 741-745.
- [197] A. Demenko, J. Sykulski, "Network Equivalents of Nodal and Edge Elements in Electromagnetics," *IEEE Trans. on Magnetics*, vol. 38, No. 2, March 2002, pp. 1305-1308.
- [198] A. Demenko, "Representation of Windings in the 3D Finite Element Description of Electromagnetic Converters," *The Fourth International Conference on Computation in Electromagnetics*, April 2002, 2 pp.
- [199] A. Demenko, "Representation of Windings in the 3D Finite Element Description of Electromagnetic Converters," *IEE Proceedings - Science, Measurement and Technology*, vol. 149, No. 5, Sept. 2002, pp. 186-189.
- [200] A. Demenko, J. Sykulski, "Magneto-Electric Network Models in Electromagnetism," *Compel: The International Journal for Computation and Mathematics in Electrical and Electronics Engineering*, vol. 25, No. 3, 2006, pp. 581-588.
- [201] A. Demenko, J. Sykulski, "Network Models of Three-dimensional Electromagnetic Fields," *IET 7th International Conference on Computation in Electromagnetics*, April 2008, pp. 70-80.
- [202] A. Demenko, J. Sykulski, R. Wojciechowski, "Calculation of Inducted Currents Using Edge Elements and $T-T_0$ Formulation," *IET 7th International Conference on Computation in Electromagnetics*, April 2008, pp. 104-105.

- [203] A. Demenko, J. Sykulski, R. Wojciechowski, "Network Representation of Conducting Regions in 3-D Finite-Element Description of Electrical Machines," *IEEE Trans. on Magnetics*, vol. 44, No. 6, June 2008, pp. 714-717.
- [204] A. Demenko, K. Hameyer, "Field and Field-Circuit Description of Electrical Machines," *13th Power Electronics and Motion Control Conference*, Sept. 2008, pp. 2412-2419.
- [205] A. Demenko, J. Sykulski, R. Wojciechowski, "Calculation of Inducted Currents Using Edge Elements and T - T_0 Formulation," *IET Science, Measurement and Technology*, vol. 2, No. 6, Nov. 2008, pp. 434-439.
- [206] A. Demenko, J. Sykulski, R. Wojciechowski, "On the Equivalence of Finite Element and Finite Integration Formulations," *IEEE Trans. on Magnetics*, vol. 46, No. 8, Aug. 2010, pp. 3169-3172.
- [207] M. Hafner, M. Schöning, M. Antczak, A. Demenko, K. Hameyer, "Methods for Computation and Visualization of Magnetic Flux Lines in 3-D," *IEEE Trans. on Magnetics*, vol. 46, No. 8, Aug. 2010, pp. 3349-3352.
- [208] M. Hafner, M. Schöning, M. Antczak, A. Demenko, K. Hameyer, "Interactive Postprocessing in 3D Electromagnetics," *IEEE Trans. on Magnetics*, vol. 46, No. 8, Aug. 2010, pp. 3437-3440.
- [209] I. El Nahas, B. Szabados, R. Findlay, M. Poloujadoff, S. Lee, P. Burke, D. Perco, "Three Dimensional Flux Calculation on a Three-Phase Transformer," *IEEE Trans. on Power Delivery*, vol. 1, No. 3, July 1986, pp. 156-160.
- [210] I. El-Nahas, B. Szabados, M. Poloujadoff, R. Findlay, X. Wu, "A Three-Dimensional Electromagnetic Field Analysis Technique Utilizing the Magnetic Charge Concept," *IEEE Trans. on Magnetics*, vol. 23, No. 5, Sept. 1987, pp. 3853-3859.
- [211] T. Renyuan, Y. Junyou, L. Feng, L. Yongping, "Solutions of Three-Dimensional Multiply Connected and Open Boundary Problems by BEM in Threc-Phase Combination Transformers," *IEEE Trans. on Magnetics*, vol. 28, No. 2, March 1992, pp. 1340-1343.
- [212] T. Renyuan, L. Yan, L. Feng, T. Lijian, "Resultant Magnetic Fields due to Both Windings and Heavy Current Leads in Large Power Transformers," *IEEE Trans. on Magnetics*, vol. 32, No. 3, May 1996, pp. 1641-1644.
- [213] H. Yan, T. Renyuan, L. Zhenguang, W. Xiulian, Z. Juntao "Computation of 3D open boundary leakage magnetic fields due to heavy current leads of bushings of large transformers", *Proceedings of the Fifth International Conference on Electrical Machines and Systems, ICEMS 2001*, Shenyang, China, Aug. 2001, pp. 261-264 (vol. 1).
- [214] M. Tsili, A. Kladas, P. Georgilakis, A. Souflaris, D. Paparigas, "Numerical techniques for design and modeling of distribution transformers", *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 161, n° 1-2, Apr. 2005, pp. 320-326.

- [215] J. Sykulski, "Field Simulation as an Aid to Machine Design: the State of the Art," *12th International Power Electronics and Motion Control Conference*, Portorož, Slovenia, Aug. 2006, pp. 1937-1942.
- [216] J. Sykulski, "Computational electromagnetics for design optimisation: the state of the art and conjectures for the future", *Bulletin of the Polish Academy of Sciences*, Vol. 57, n° 2, June 2009, pp. 123-131.
- [217] A. Beiler, P. Schmidt, "Interlaminar Eddy Current Loss in Laminated Cores," *AIEE Transactions*, vol. 66, No. 1, Jan. 1947, pp. 872-878.
- [218] N. Kesavamurthy, P. Rajagopalan, "Eddy currents in solid iron due to alternating magnetic flux", *Proceedings of the IEE - Part C: Monographs*, Vol. 106, n° 10, June 1959, pp. 207-213.
- [219] V. Subba, "Eddy-current losses in finite sections of solid iron under saturation," *Proceedings of the Institution of Electrical Engineers*, vol. 111, No. 2, Feb. 1964, pp. 343-348.
- [220] P. King, E. Rawlinson, O. Butler, A. Hadjipaschalis, "Measurement of iron losses in magnetic sheet steel subjected to a high alternating magnetic field," *Proceedings of the Institution of Electrical Engineers*, vol. 112, No. 1, Jan. 1965, pp. 169-178.
- [221] R. Stoll, P. Hammond, "Calculation of the magnetic field of rotating machines. Part 4. Approximate determination of the field and the losses associated with eddy currents in conducting surfaces," *Proceedings of the Institution of Electrical Engineers*, vol. 112, No. 11, Nov. 1965, pp. 2083-2094.
- [222] K. Oberretl, "Magnetic Fields, Eddy Currents, and Losses, Taking the Variable Permeability into Account," *IEEE Trans. on Power Apparatus and Systems*, vol. PAS-88, No. 11, Nov. 1969, pp. 1646-1657.
- [223] K. Lim, P. Hammond, "Universal loss chart for the calculation of eddy-current losses in thick steel plates," *Proceedings of the Institution of Electrical Engineers*, vol. 117, No. 4, Apr. 1970, pp. 857-864.
- [224] G. Hensman, W. Norrise, E. Freeman, E. Tuohy, K. Lim, P. Hammond, Discusión de "Universal loss chart for the calculation of eddy-current losses in thick steel plates," *Proceedings of the Institution of Electrical Engineers*, vol. 118, No. 1, Jan. 1971, pp. 277-280.
- [225] J. Barth, "Alternating electromagnetic fields, eddy currents and power loss in solid iron," *Proceedings of the Institution of Electrical Engineers*, vol. 120, No. 11, Nov. 1973, pp. 1454-1461.
- [226] M. Chari, "Finite-Element Solution of the Eddy-Current Problem in Magnetic Structures", *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, Vol. PAS-93, n° 1, Jan. 1974, pp. 62-72.

- [227] M. Jufer, A. Apostolides, "An analysis of eddy current and hysteresis losses in solid iron based upon simulation of saturation and hysteresis characteristics," *IEEE Trans. on Power Apparatus and Systems*, vol. PAS-95, No. 6, Nov./Dec. 1976, pp. 1786-1794.
- [228] B. Szabados, I. El Nahas, N. El Sobki, R. Findlay, M. Poloujadoff, "A New Approach to Determine Eddy Current Losses in the Tank Walls of a Power Transformer," *IEEE Trans. on Power Delivery*, vol. 2, No. 3, July 1987, pp. 810-816.
- [229] C. Guerin, G. Tanneau, G. Meunier, P. Labie, T. Ngnegueu, M. Sacotte, "A Shell Element For Computing 3D Eddy Currents - Application to Transformers", *IEEE Transactions on Magnetics*, Vol. 31, n° 3, May 1995, pp. 1360-1363.
- [230] V. Silva, G. Meunier, A. Foggia, "A 3-D finite-element computation of eddy currents and losses in laminated iron cores allowing for electric and magnetic anisotropy", *IEEE Transactions on Magnetics*, Vol. 31, n° 3, May 1995, pp. 2139-2141.
- [231] Z. Cheng, N. Takahashi, B. Forghani, G. Gilbert, Y. Du, Y. Fan, L. Liu, Z. Zhai, W. Wu, J. Zhang, "Effect of Excitation Patterns on Both Iron Loss and Flux in Solid and Laminated Steel Configurations", *IEEE Transactions on Magnetics*, Vol. 46, n° 8, Aug. 2010, pp. 3185-3188.
- [232] J. Roberts, "Analogue treatment of eddy-current problems involving two-dimensional fields," *Proceedings of the IEE - Part C: Monographs*, vol. 107, No. 11, Mar. 1960, pp. 11-18.
- [233] P. Hammond, J. Penman, "Calculation of eddy currents by dual energy methods," *Proceedings of the Institution of Electrical Engineers*, vol. 125, No. 7, July 1978, pp. 701-708.
- [234] C. Biddlecombe, E. Heighway, J. Simkin, C. Trowbridge, "Methods for eddy current computation in three dimensions", *IEEE Transactions on Magnetics*, Vol. 18, n° 2, Mar. 1982, pp. 492-497.
- [235] O. Bíró, K. Preis, "Finite element analysis of 3-D eddy currents", *IEEE Transactions on Magnetics*, Vol. 26, n° 2, Mar. 1990, pp. 418-423.
- [236] T. Renyuan, L. Yan, L. Dake, T. Lijian, "Numerical calculation of 3D transient eddy current field and short circuit electromagnetic force in large transformers," *IEEE Trans. on Magnetics*, vol. 28, No. 2, March 1992, pp. 1418-1421.
- [237] B. Ram, "Loss and current distribution in foil windings of transformers", *IEE Proceedings - Generation, Transmission and Distribution*, vol. 145, No. 6, Nov. 1998, pp. 709-716.
- [238] M. Dabrowski, A. Demenko, "Hybrid Method for Analysis of Eddy-Current Loss in Electrical Machine Winding Caused by the Main Flux," *IEEE Trans. on Magnetics*, vol. 20, No. 1, Jan. 1988, pp. 479-482.
- [239] A. Saleh, A. Adly, T. Fawzi, A. Omar, S. El-Debeiky, "Estimation And Minimization Techniques Of Eddy Current Losses In Transformer Windings," *Proceedings of the CIGRE Conference*, Paper No. 12-105, Aug. 2002, 6 pp.

- [240] A. Krawczyk, J. Turowski, "Recent Development in Eddy Current Analysis," *IEEE Trans. on Magnetics*, vol. 23, No. 5, Sept. 1987, pp. 3032-3037.
- [241] Comsol Inc., *Comsol Multiphysics* (software), version 3.5a, 2008.
- [242] ASM International, *ASM Handbook Volume 1: Properties and Selection: Irons, Steels, and High-Performance Alloys*, 1990.